

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

MÁRCIO MADI

**AVALIAÇÃO, SIMULAÇÃO E OTIMIZAÇÃO DA VELOCIDADE DE ESTAMPAGEM  
NA CONFORMAÇÃO DE CHAPAS DO AÇO DP 600**

CURITIBA  
2016

MÁRCIO MADI

**AVALIAÇÃO, SIMULAÇÃO E OTIMIZAÇÃO DA VELOCIDADE DE ESTAMPAGEM  
NA CONFORMAÇÃO DE CHAPAS DO AÇO DP 600**

Tese apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, como requisito para obter o título de Doutor em Engenharia Mecânica, na área de concentração Manufatura.

Orientador: Professor Dr. Paulo Victor Prestes  
Marcondes

Coorientador: Professor Dr. Miguel Vaz Júnior

Coorientador: Professor Dr. Ravilson Antônio  
Chemin Filho

CURITIBA  
2016

---

M182a

Madi, Márcio

Avaliação, simulação e otimização da velocidade de estampagem na conformação de chapas do aço DP 600 / Márcio Madi. – Curitiba, 2016.  
126 f. : il. color. ; 30 cm.

Tese - Universidade Federal do Paraná, Setor de Tecnologia,  
Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2016.

Orientador: Paulo Victor Prestes Marcondes – Coorientador: Miguel  
Vaz Júnior – Coorientador: Ravilson Antônio Chemin Filho.

Bibliografia: p. 104-109.

1. Chapas de aço. 2. Conformação de metais. 3. Estampagem (Metais). I.  
Universidade Federal do Paraná. II. Marcondes, Paulo Victor Prestes. III. Vaz  
Júnior, Miguel. IV. Chemin Filho, Ravilson Antônio. V. Título.

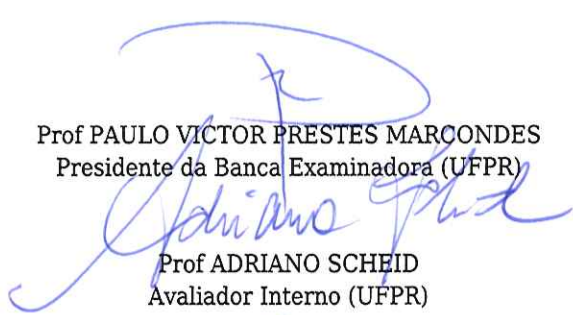
CDD: 672.33

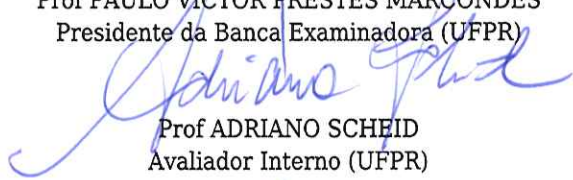
---

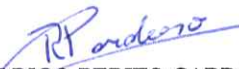
### TERMO DE APROVAÇÃO

Os membros da Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em ENGENHARIA MECÂNICA da Universidade Federal do Paraná foram convocados para realizar a arguição da Tese de Doutorado de **MARCIO MADI**, intitulada: "**AVALIAÇÃO, SIMULAÇÃO E OTIMIZAÇÃO DA VELOCIDADE DE ESTAMPAGEM NA CONFORMAÇÃO DE CHAPAS DO AÇO DP 600**", após terem inquirido o aluno e realizado a avaliação do trabalho, são de parecer pela sua

*APROVAÇÃO*  
Curitiba, 15 de Agosto de 2016.

  
Prof PAULO VICTOR PRESTES MARCONDES  
Presidente da Banca Examinadora (UFPR)

  
Prof ADRIANO SCHEID  
Avaliador Interno (UFPR)

  
Prof RODRIGO PERITO CARDOSO  
Avaliador Interno (UFPR)

  
Prof MARCO ANTONIO LUERSEN  
Avaliador Externo (UFPR)

  
Prof CARLOS HENRIQUE DA SILVA  
Avaliador Externo (UFPR)



Dedico esta Tese aos meus filhos Pedro e Rafaela, que sempre serão as principais razões de meu esforço em aprender. Aos meus pais Nabil e Carmen, que me proporcionaram condições para alcançar meus objetivos.

Também dedico à Karime que contribuiu na conclusão deste trabalho, além de participar e acompanhar minhas decisões de vida.

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus.

Ao professor Paulo Victor Prestes Marcondes, pela orientação, apoio, incentivo, confiança e amizade.

Aos professores Miguel Vaz Júnior e Ravilson Antônio Chemin Filho, pelo incentivo e cooperação neste trabalho.

Ao bolsista de iniciação científica Lucas Marcondes Ribas, pelos auxílios durante a simulação deste trabalho.

Aos colegas Claudimir José Rebeyka e Nikolas Woellner, pelas colaborações durante a experimentação prática.

Aos colaboradores do PGMEC e da UFPR, pelos serviços prestados que me ajudaram a concluir este trabalho.

## RESUMO

A estampagem tem por finalidade a fabricação de peças a partir de chapas planas. Este processo tem como um dos seus maiores usuários a indústria automobilística, em que a competitividade existente faz com que se procure a redução de tempos e custos. Nas últimas décadas o aumento da concorrência e a crescente demanda por carros mais seguros, econômicos e menos poluentes exigiram das montadoras, siderúrgicas e comunidade científica investimentos na pesquisa de novos aços. O resultado dessas pesquisas foi o aumento significativo na utilização de aços avançados de alta resistência nos automóveis. A utilização destes aços permite trabalhar com chapas mais finas, entretanto o aparecimento de falhas neste material pode ser frequente pela diminuição da espessura. Sendo assim, há a necessidade do estudo do mecanismo de formação e execução das fraturas dúcteis em materiais metálicos. A simulação numérica dos modelos matemáticos que descrevem os mecanismos de falha em materiais dúcteis é uma prática frequente para investigar qual critério de falha, existente na literatura, representa melhor os resultados obtidos em práticas experimentais. Sendo assim, o desenvolvimento de um modelo computacional para simulação e avaliação dos critérios de fratura na simulação dos Aços Avançados de Alta Resistência e o estudo da velocidade no critério de falha, é a proposta deste trabalho. As etapas deste estudo incorporam o levantamento de dados experimentais através da revisão da literatura, escolha dos critérios de falha relevantes, simulação computacional com o desenvolvimento do modelo, implementação do código computacional, verificação do modelo para simulação dos Aços Avançados de Alta Resistência e obtenção dos resultados para formulação das conclusões.

Palavras Chave: Conformação. Aços avançados. Fratura dúctil. Critérios de falha.

## **ABSTRACT**

The forming is intended to manufacture parts from metal sheets. This process has as one of the biggest users in the automotive industry, where the existing competitiveness makes them look to reduction of time and costs. In recent decades the increased competition and the growing demand for safer cars, economical and less polluting demanded of automakers, steelmakers and scientific community invested in the research of new steels. The result of this research was the significant increase in the use of advanced high-strength steels in automobiles. The use of these steels allows working with thinner sheets, however the appearance of flaws in these materials can be often reduced by the thickness. Thus, there is necessity to study the mechanism of formation and execution of ductile fracture in metallic materials. The numerical simulation of mathematical models that describe the failure mechanisms in ductile materials is common practice to investigate which failure criteria, in the literature, best represents the results obtained in experimental practice. Thus, the development of a computational model for simulation and evaluation of criteria for fracture simulation of Advanced High Strength Steels and study of speed in the failure criteria is proposed in this work. The steps of this study incorporate experimental data collection, through the literature review and selection of relevant failure criteria, simulation model development, implementation of computer code, verification of the simulation model through the Advanced High Strength Steels and obtaining results for the formulation of conclusions.

**Keywords:** Forming. Advanced steels. Ductile fracture. Failure criteria.

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AHSS	<i>Advanced High Strength Steels</i>
Al	Alongamento
AVC	<i>Advanced Vehicle Concepts</i>
BH	<i>Bake Hardening</i>
BHF	<i>Blank Holder Force</i>
CCV	<i>Conical Cup Value</i>
CLC	Curva Limite de Conformação
CP	<i>Complex Phase</i>
DP	<i>Dual Phase</i>
FLD	<i>Forming Limit Diagram</i>
FLSD	<i>Forming Limit Stress Diagram</i>
HSLA	<i>High Strangth Low Alloy</i>
HSS	<i>High Strength Steel</i>
LDR	<i>Limit drawing ratio</i>
LE	Limite de escoamento
LR	Limite de ruptura
MART	Martensíticos
RCD	Razão Crítica dos Diâmetros
TRIP	<i>Transformation Induced by Plasticity</i>
UFPR	Universidade Federal do Paraná
ULSAB	<i>Ultra Light Steel Auto Body</i>
YPE	<i>Yield Point Elongation</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS

$D_m$	Diâmetro médio do corpo de prova
$D_{\text{máximo}}$	Diâmetro máximo do corpo de prova
$D_{\text{mínimo}}$	Diâmetro mínimo do corpo de prova
$D_o$	Diâmetro do corpo de prova
$d_p$	Diâmetro do punção
$e$	Espessura da chapa
$K$	Coeficiente de rigidez
$n$	Fator de anisotropia
$n_{\text{medio}}$	Coeficiente de encruamento médio
$n_{0^\circ}$	Coeficiente de encruamento à $0^\circ$ da direção de laminação
$n_{45^\circ}$	Coeficiente de encruamento à $45^\circ$ da direção de laminação
$n_{90^\circ}$	Coeficiente de encruamento à $90^\circ$ da direção de laminação
$R$	Coeficiente de anisotropia de Lankford
$\bar{R}$	Anisotropia normal
$R_{0^\circ}$	Coeficiente de anisotropia à $0^\circ$ da direção de laminação
$R_{45^\circ}$	Coeficiente de anisotropia à $45^\circ$ da direção de laminação
$R_{90^\circ}$	Coeficiente de anisotropia à $90^\circ$ da direção de laminação
$\epsilon_{\text{FLC}}$	Deformação verdadeira
$\overline{\epsilon}_{LC}$	Deformação efetiva
$\sigma_{LC}$	Tensão limite de conformação
$\overline{\sigma}_{LC}$	Tensão limite de conformação efetiva
$\sigma_{1LC}$	Tensão limite de conformação pela deformação maior
$\Delta R$	Anisotropia planar

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1: FRATURA DÚCTIL, FORMADA POR ALVÉOLOS, VISTA COM AUMENTO DE 2000X,.....	29
FIGURA 2: FRATURA POR CLIVAGEM EM UM AÇO TEMPERADO, COM AUMENTO DE 2000X.....	29
FIGURA 3: FRATURA INTERGRANULAR EM UM AÇO TEMPERADO, COM AUMENTO DE 2000X.....	30
FIGURA 4: FRATURA POR ESTRIAS EM UM AÇO LIGA 8620, COM AUMENTO DE 2000X.....	31
FIGURA 5: FLUXOGRAMA DAS ATIVIDADES DE PESQUISA.....	43
FIGURA 6: CURVA TENSÃO VS DEFORMAÇÃO DE ENGENHARIA DO AÇO DP600 .....	46
FIGURA 7: FOTO SUPERIOR DO CORPO DE PROVA DO ENSAIO NAKAZIMA.....	46
FIGURA 8: FOTO LATERAL DO CORPO DE PROVA DO ENSAIO NAKAZIMA .....	47
FIGURA 9: CURVA LIMITE DE CONFORMAÇÃO DO AÇO DP600, OBTIDA ATRAVÉS DO ENSAIO DE ESTAMPAGEM NAKAZIMA.....	48
FIGURA 10: CURVA LIMITE DE CONFORMAÇÃO DO AÇO DP600, PARA DIFERENTES CARGAS DO PRENSA-CHAPAS.....	48
FIGURA 11: VARIAÇÃO DA TAXA DE DEFORMAÇÃO NO FLANGE EM FUNÇÃO DA FORÇA NO PRENSA-CHAPAS .....	50
FIGURA 12: DETALHE DO CONJUNTO DA FERRAMENTA DE ESTAMPAGEM.....	51
FIGURA 13: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s.....	54
FIGURA 14: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s.....	55
FIGURA 15: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s.....	56
FIGURA 16: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,5 mm/s.....	57
FIGURA 17: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,135 mm/s .....	57
FIGURA 18: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,146 mm/s .....	58
FIGURA 19: LOCALIZAÇÃO DOS ELEMENTOS ANALISADOS PARALELOS À TRINCA PRINCIPAL.....	61
FIGURA 20: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS COM TODAS AS VELOCIDADES SIMULADAS .....	62

FIGURA 21: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	63
FIGURA 22: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	64
FIGURA 23: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	65
FIGURA 24: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL EM RELAÇÃO À ESPESSURA DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	66
FIGURA 25: LOCALIZAÇÃO DOS ELEMENTOS ANALISADOS PERPENDICULARES À TRINCA PRINCIPAL .....	68
FIGURA 26: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	70
FIGURA 27: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	70
FIGURA 28: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	71
FIGURA 29: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	73
FIGURA 30: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	73
FIGURA 31: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	74



FIGURA 32: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	75
FIGURA 33: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	76
FIGURA 34: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	77
FIGURA 35: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	78
FIGURA 36: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	78
FIGURA 37: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	79
FIGURA 38: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 À 90° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	80
FIGURA 39: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 À 90° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	80
FIGURA 40: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	81
FIGURA 41: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	82
FIGURA 42: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	83

FIGURA 43: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARASEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	84
FIGURA 44: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARASEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	84
FIGURA 45: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 À 45° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	85
FIGURA 46: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 À 45° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	86
FIGURA 47: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s,PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	87
FIGURA 48: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s,PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	88
FIGURA 49: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s,PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	88
FIGURA 50: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s,PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	89
FIGURA 51: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s,PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS .....	89
FIGURA 52: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 NA ESPESSURA DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	90
FIGURA 53: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 NA ESPESSURA DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS.....	91

FIGURA 54: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS.....	93
FIGURA 55: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS.....	93
FIGURA 56: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS.....	94
FIGURA 57: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS.....	95
FIGURA 58: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS.....	95
FIGURA 59: FOTO DA PRENSA HIDRÁULICA UTILIZADA NO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	97
FIGURA 60: FOTO DO CORPO DE PROVA NA PRENSA HIDRÁULICA.....	98
FIGURA 61: FOTO DOS CORPOS DE PROVA UTILIZADOS NOS TESTES DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	99

## LISTA DE TABELAS

TABELA 1: COMPARATIVO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS LE, LR E AL, DO AÇO DP600, OBTIDOS ATRAVÉS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO E FORNECIDOS PELO FABRICANTE DO AÇO E POR OUTROS AUTORES.....	44
TABELA 2: PARÂMETROS DE ESTAMPAGEM R, N, $\bar{R}$ E $\Delta R$ , DO AÇO DP600, OBTIDOS ATRAVÉS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO E FORNECIDOS PELO FABRICANTE DO AÇO E POR OUTROS AUTORES .....	45
TABELA 3: TEMPO DE ESTAMPAGEM, DESLOCAMENTO DA CHAPA E VELOCIDADE DE DESLOCAMENTO NO FLANGE, PARA DIFERENTES CARGAS DO PRENSA-CHAPAS.....	49
TABELA 4: VELOCIDADES UTILIZADAS NA SIMULAÇÃO E SUAS RESPECTIVAS POSIÇÕES NA ITERAÇÃO.....	62
TABELA 5: COMPARATIVO ENTRE AS DEFORMAÇÕES, EM PERCENTUAL, DAS VELOCIDADES DE 4 mm/s e 1 mm/s, PARALELAS À TRINCA PRINCIPAL.....	67
TABELA 6: COMPARATIVO ENTRE AS DEFORMAÇÕES, EM PERCENTUAL, DAS VELOCIDADES DE 4 mm/s e 1 mm/s, PERPENDICULARES À TRINCA PRINCIPAL.....	92
TABELA 7: PARÂMETROS DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	100
TABELA 8: RESULTADOS DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....	100

## CONTEÚDO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>18</b>
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO.....	19
1.2 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA.....	19
1.3 JUSTIFICATIVA.....	20
1.4 HIPÓTESE.....	20
1.5 FATOR INOVATIVO .....	21
1.6 OBJETIVO .....	21
1.7 OBJETIVOS ESPECÍFICOS .....	22
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>23</b>
2.1 CONFORMAÇÃO E ENSAIOS .....	23
2.2 AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA .....	26
2.3 MECANISMO DE FRATURA EM MATERIAIS METÁLICOS.....	28
2.3.1 Tipos de fratura em materiais metálicos .....	28
2.3.2 Análise da fratura em chapas .....	32
2.3.3 Análise da fratura em Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS).....	35
2.4 FALHA E DANO.....	37
<b>3 METODOLOGIA E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>43</b>
3.1 PROCEDIMENTOS DE PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....	44
<b>4 SIMULAÇÃO .....</b>	<b>51</b>
<b>5 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO .....</b>	<b>60</b>
5.1 DEFORMAÇÕES PARALELAS À TRINCA PRINCIPAL .....	60
5.2 DEFORMAÇÕES PERPENDICULARES À TRINCA PRINCIPAL .....	68
5.2.1 Na direção de laminação da chapa .....	69
5.2.2 À 90° com relação à direção de laminação da chapa .....	76
5.2.3 À 45° com relação à direção de laminação da chapa .....	81
5.2.4 Na espessura da chapa.....	87
5.3 COMPARAÇÃO DAS DEFORMAÇÕES NA MESMA VELOCIDADE.....	92
<b>6 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>97</b>
<b>7 CONCLUSÃO.....</b>	<b>102</b>
7.1 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	103
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>104</b>

<b>APÊNDICE 1 – CARACTERIZAÇÃO DO DP 600 .....</b>	<b>110</b>
<b>APÊNDICE 2 – ESCLARECIMENTOS SOBRE A INCERSÃO DOS PARÂMETROS DE SIMULAÇÃO NO SOFTWARE ABAQUS .....</b>	<b>117</b>

## 1 INTRODUÇÃO

A estampagem tem por finalidade a fabricação de peças a partir de chapas planas. Este processo tem como um dos seus maiores usuários a indústria automobilística, em que a competitividade existente faz com que se procure a redução de tempos e custos.

Nas últimas décadas o aumento da concorrência e a crescente demanda por carros mais seguros, econômicos e menos poluentes exigiram das montadoras, siderúrgicas e comunidade científica investimentos na pesquisa de novos aços. O resultado dessas pesquisas foi o aumento significativo na utilização de aços avançados de alta resistência nos automóveis.

A indústria automobilística tem promovido enormes avanços na evolução metalúrgica dos aços ao longo dos anos. Basta lembrar que os primeiros automóveis possuíam formato quadrado basicamente em função da inadequada estampabilidade das chapas dos aços ferrítico-perlíticos da época, uma consequência não só da incipiente ciência metalúrgica da época, bem como das limitações dos processos industriais de refino e conformação. Contudo, a pressão da indústria automobilística pela redução de preço e melhoria do projeto dos automóveis forçou as usinas a evoluírem tecnologicamente para produzir aço com alta estampabilidade.

A partir da década de 1990 os novos aços, que vieram para suprir esta necessidade de uma melhor conformação, foram englobados numa só família, designada como Aços Avançados de Alta Resistência (Advanced High Strength Steels – AHSS). O aumento do nível de resistência mecânica conseguidos com esses aços leva quase inevitavelmente à redução de seu alongamento total, ou seja, de sua estampabilidade. Contudo, o uso de microestruturas adequadas permite minimizar a perda de ductilidade (Chemin Filho, 2011).

Tendo em vista a necessidade econômica das indústrias que trabalham com a conformação de chapas metálicas, principalmente a indústria automobilística, em reduzir a quantidade volumétrica de aço em seus produtos, sem perder resistência, fica clara a necessidade de expansão dos estudos para buscar novos materiais e novas formas de conformação que acompanhem a evolução destes materiais.

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

O resultado das pesquisas com materiais metálicos que proporcionam uma redução de espessura foi o aumento significativo na utilização de aços avançados de alta resistência nos automóveis.

A utilização destes aços permite trabalhar com chapas mais finas, entretanto o aparecimento de falhas neste material pode ser frequente pela diminuição da espessura.

Um estudo mais aprofundado do mecanismo de deformação plástica dos AHSS se fez necessário e crescente, principalmente nas últimas três décadas, para tornar possível a conformação de peças em aços que acompanhem a modernidade dos projetos atuais da área industrial metalúrgica, visto que os aços AHSS são materiais que permitem uma redução de espessura devido suas maiores resistências, em comparação aos aços carbono, mas necessitam de uma maior investigação com relação ao seus comportamentos.

## 1.2 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Para descrever o mecanismo de deformação plástica nos aços e prever o aparecimento de danos e falhas nestes materiais, vêm sendo estudados vários modelos desde a década de 1960.

Entretanto, não existe um único modelo que possa ser considerado como o que atende todas as situações de conformação para qualquer material. Isso faz com que os modelos existentes sejam aplicados com restrições segundo uma característica ou propriedade avaliada, tais como: diminuição de resistência, aparecimento de porosidade, evolução de descontinuidade, etc.

Quando as falhas são visíveis em um produto acabado significa que a escolha dos parâmetros de conformação não ocorreu de maneira adequada. A profundidade, a direção de conformação, a velocidade de conformação, a lubrificação e demais parâmetros do ferramental e processo, não foram todos avaliados corretamente e em conjunto para que o produto final tivesse conformidade.



### 1.3 JUSTIFICATIVA

A necessidade de um estudo aprofundado a respeito dos modelos que descrevem os mecanismos de evolução do dano e aparecimento de falhas, na microestrutura dos materiais metálicos que sofrem conformação, se mostra apropriada para este trabalho.

Isso se dá, pois grande parte dos trabalhos que buscam evolução nesta área, o fazem através da simulação numérica em conformação de chapas. Entretanto, esta simulação utiliza, quase sempre, um programa de computador que precisa ser alimentado com informações sobre o processo, material e ferramental, por exemplo.

Além das características do processo citadas acima, os dados experimentais para validação dos modelos sempre devem estar presentes.

A questão a ser justificada para a existência deste estudo está no fato de que uma das dificuldades de simulação é o não aparecimento de falhas macroscópicas no material simulado, sem que o usuário alimente esta informação, na malha simulada. Sendo que os danos e falhas à microestrutura são diferentes para cada material, e até mesmo para diferentes geometrias de peça e ferramentas, a dificuldade de prever estes danos e falhas através de um modelo, torna-se ainda maior.

### 1.4 HIPÓTESE

Os métodos experimentais para determinar o comportamento de um único tipo de material, com relação à conformabilidade, produzem resultados satisfatórios. Entretanto, o tempo gasto é elevado. A simulação numérica pode ajudar a obter resultados mais rápidos com a mesma confiabilidade dos métodos experimentais.

Levando em consideração a existência de trabalhos anteriores que produziram resultados com dados experimentais, a comprovação do modelo que foi desenvolvido pôde ser realizada.

Este estudo poderá contribuir na escolha de métodos e direções preferenciais na conformação mecânica de materiais metálicos, com o intuito de otimizar estes processos de conformação.

O resumo das atividades desenvolvidas é:

- Elaboração da revisão bibliográfica;
- Desenvolvimento do modelo;
- Execução da simulação utilizando dados experimentais para comprovação do modelo;
- Simulação e obtenção de resultados para um estudo de caso;
- Desenvolvimento de pesquisa experimental com base nos dados obtidos através da simulação;
- Conclusões.

## 1.5 FATOR INOVATIVO

O presente trabalho apresenta a proposta de obtenção da velocidade ideal de estampagem para chapas de aço através de uma metodologia de busca a otimização desta velocidade através de um método de análise do intervalo de interesse entre duas velocidades iniciais.

Outros fatores inovativos são sugeridos com relação à metodologia aplicada para avaliar a uniformidade da deformação nos elementos da malha simulada, no estudo de caso proposto. Ou seja, a proposta de uma metodologia que avalie a evolução da deformação e possa sugerir os prováveis pontos de falha na conformação de chapas metálicas.

## 1.6 OBJETIVO

O desenvolvimento de um modelo computacional para simulação nos processos de conformação, para avaliar os critérios de fratura nos Aços Avançados de Alta Resistência (Advanced High Strength Steels – AHSS), é a proposta de objetivo geral deste trabalho que foi desenvolvido ao longo deste programa de Doutorado.

## 1.7 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Dados experimentais foram obtidos em outros estudos, que foram ou estão sendo desenvolvidos, com relação ao comportamento de aços utilizados para a conformação na variação da carga de prensa-chapas. Estes estudos fornecem resultados para a comprovação do modelo numérico que foi simulado para outros materiais, apresentando o comportamento destes materiais que são comumente utilizados nos processos de conformação.

Sendo assim, pode-se citar como objetivos específicos propostos para este trabalho:

1. Desenvolver um modelo computacional para simulação de diferentes aços na conformação de chapas metálicas;
2. Determinar a velocidade de conformação ideal para cada material;
3. Avaliar a influência da velocidade na uniformidade da deformação no processo de conformação de chapas.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 CONFORMAÇÃO E ENSAIOS

No desenvolvimento dos seus trabalhos, Tigrinho (2011) utiliza a definição de Davis (2004) para o ensaio de tração como sendo um teste uniaxial e sem atrito, efetuado em máquinas de ensaios que possuem uma garra fixa e outra móvel, a fim de pegar e esticar o corpo de prova. Estas máquinas são equipadas com sensores para registrar a força e o alongamento do corpo de prova.

Segundo Dieter (1996), o teste de tração de engenharia é amplamente usado para obtenção de informações básicas sobre a resistência de materiais, e como um teste de controle de especificações.

Através do ensaio de tração, segundo Lorenz *et al.* (1998), é possível determinar as propriedades mecânicas de chapas metálicas, como a obtenção do limite de resistência, limite de escoamento, alongamento percentual uniforme, grau de encruamento e índice de anisotropia, que são parâmetros influentes no desempenho de materiais durante as operações de conformação.

Segundo o estudo feito por Chemin Filho (2011), os ensaios em laboratório visam simular o tipo de conformação que a chapa vai sofrer em escala industrial, podendo ser classificado de acordo com o modo de deformação que visam simular testes com predomínio de estiramento, testes com predomínio de embutimento, testes combinados (estiramento + embutimento), testes que simulam o flangeamento e testes de dobramento.

O estiramento, segundo Dieter (1996), é o processo de conformação que consiste na aplicação de forças de tração de maneira a esticar o material sobre uma ferramenta ou bloco-modelo. Este processo é muito utilizado para a produção de peças com grandes raios de curvatura. Como neste modo de deformação predominam tensões trativas, apenas em materiais muito dúcteis podem ser obtidas grandes deformações. O estiramento constitui uma etapa de várias operações de conformação de chapas finas, como, por exemplo, na conformação de um copo de fundo hemisférico, onde a chapa é estirada sobre a face de um punção. De acordo com o autor, a maioria das estampagens complexas presentes na indústria automobilística envolvem um componente de estiramento.

O embutimento, por sua vez, corresponde ao processo de fabricação utilizado para modelar chapas planas em produtos com forma de copo. É realizado colocando-se uma amostra de tamanho adequado sobre uma matriz de forma definida e comprimindo o metal com um punção para o interior desta matriz. De acordo com Dieter (1996), a maior parte dos estudos experimentais e teóricos tem sido realizados no embutimento de um copo cilíndrico de fundo plano (teste de Swift) a partir de um disco plano (*blank*).

Segundo os estudos desenvolvidos por Tigrinho (2011), uma maneira adequada de se avaliar a capacidade dos materiais à conformação, é através da utilização de um dos ensaios simulativos existentes, como o ensaio Swift, Erichsen, Olsen, Bulge, Fukui, entre outros.

Nos testes de estiramento, o material é submetido a um sistema biaxial de tensões de tração, em geral simétrico, através de um punção sólido hemisférico (Erichsen e Olsen) ou através de pressão hidráulica (Bulge Test), simulando uma operação de conformação por estiramento.

Além do fato de sua longa utilização e da existência de inúmeros trabalhos sobre a sua reprodutibilidade, tem como principal vantagem a rapidez e simplicidade operacional.

A grandeza medida é a profundidade de penetração do punção, desde o início da estampagem até a ruptura da chapa (em mm). A pressão no antirruga é elevada, mas a ausência do “draw bed” (cordões esticadores) para impedir que a chapa deslize para dentro da cavidade da matriz impede que o teste tenha apenas deformações de estiramento.

O valor Erichsen correlaciona-se razoavelmente com o índice de encruamento “n”, mas não é capaz de prever o comportamento da chapa quanto ao embutimento. Tem o inconveniente de não ser um número adimensional e depende essencialmente da espessura do material ensaiado, não se podendo estabelecer correlação entre materiais de espessuras diferentes.

No ensaio denominado “Bulge” o punção é substituído por pressão hidráulica e a chapa é firmada através de pressão elevada no antirruga, que também dispõe de cordão esticador que se encaixa no entalhe da matriz, evitando que o flange escoe para dentro da matriz. Neste teste simula-se o estiramento puro e o valor medido é a

altura da calota hemisférica (em mm) no momento da ruptura. Uma das vantagens é a eliminação do efeito do atrito entre a cabeça do punção e o corpo de prova.

Nos testes de embutimento a pressão no antirruga é a mínima para evitar a formação de rugas e permitir, o mais livremente possível, que o material do flange sob o antirruga flua para dentro da matriz. Entretanto, não é possível uma conformação até a fratura por puro embutimento, pois o material se deforma até certo ponto por embutimento, passando a seguir para estiramento. Portanto, quando se refere ao teste de embutimento, deve-se entender “teste onde predomina o modo de deformação por embutimento profundo”.

O teste mais representativo deste modo de conformação é o ensaio Swift. O ensaio consiste em realizar uma série de ensaios nos quais vai se aumentando gradativamente as dimensões do corpo de prova até que não se consiga mais estampar o material, isto é, até que o material se rompa antes de ser completamente embutido.

O valor medido é o denominado RCD ou razão crítica dos diâmetros (LDR: “limit drawing ratio”) que consiste na razão entre o diâmetro máximo do corpo de prova que estampou sem romper pelo diâmetro do punção ( $D_0/d_p$ ).

O grande inconveniente do teste Swift é o elevado número de ensaios, com corpos de prova de tamanhos diferentes, para se obter um único valor. O valor medido é uma grandeza adimensional e praticamente independe da espessura do corpo de prova.

Nos testes denominados combinados, procura-se simular operações em que haja embutimento e estiramento simultaneamente. Existem inúmeros tipos dos quais o mais conhecido é o ensaio Fukui ou CCV (“Conical Cup Value”), utilizando punção de cabeça esférica.

Neste teste a matriz é cônica na parte de apoio do corpo de prova sendo o corpo de prova de forma circular apoiado simplesmente, eliminando o dispositivo de antirruga. Quando o punção desce, o corpo de prova toma o formato cônico e, em seguida, é conformado cilíndricamente através da cavidade da matriz até iniciar-se a ruptura. O valor medido ( $D_m$ ) através de dispositivo especial, é a média dos diâmetros máximo e mínimo (na direção circunferencial da parte mais larga do corpo de prova). As variações de diâmetros ocorrem por causa de anisotropia planar  $\Delta R$  da chapa. Então, tem-se que na Equação (1):

$$\text{Valor CCV} = D_m = \frac{D_{\text{máximo}} + D_{\text{mínimo}}}{2} \quad (1)$$

O valor CCV é dimensional (mm) e depende do diâmetro inicial do corpo de prova que é padronizado por faixa de espessura. O conjunto matriz e punção também têm esta dependência, fato que torna problemática a comparação de valores referentes às faixas de espessura diferentes. O posicionamento do corpo de prova na matriz influi notavelmente nos resultados, tornando sensível à influência do operador. O teste CCV, sendo combinado, correlaciona bem, tanto com o valor R de Lankford, como com o coeficiente de encruamento  $n$ , sendo esta uma de suas vantagens.

## 2.2 AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA

A questão do desenvolvimento de novas ligas para uso da indústria automotiva é tão latente que nos últimos 20 anos vários projetos estão em andamento, envolvendo a comunidade científica e grandes fabricantes de aço no mundo. O grande objetivo desse setor tem sido oferecer materiais cada vez mais inovadores, bem como métodos de produção e técnicas de montagem mais adaptadas às suas necessidades, com enfoque na obtenção de um nível cada vez mais alto de segurança e de redução do peso do veículo, de acordo com Andrade et al. (2002), De Cooman (2004) e Grajcar (2005).

Destaque pode ser dado ao projeto intitulado *Ultra Light Steel Auto Body – ULSAB* sob a liderança da *Porsche Engineering* que conta com a parceria de 35 companhias siderúrgicas de 18 países. Um dos benefícios oriundos dessa grande iniciativa foi a introdução dos aços de alta resistência – HSS (High Strength Steel) nas estruturas dos automóveis, destacando-se entre esses os aços Bake-Hardening - BH e os Aços de Alta Resistência e Baixa Liga – HSLA (High Strength Low Alloy).

Na continuação do projeto *ULSAB*, o novo programa *ULSAB-AVC (Advanced Vehicle Concepts)* propõe a aplicação de novos tipos de aços HSLA, os chamados “aços avançados de alta resistência”- AHSS (Advanced High Strength Steel) entre os quais encontram-se os aços *Dual Phase – DP, Aços de Plasticidade Induzida por*

*Deformação - TRIP, Complex Phase - CP, e os aços Martensíticos – MART*, (IISI, 2002).

Segundo Asgari et al (2007) a principal diferença física entre os aços AHSS e os convencionais está na microestrutura. Os aços *AHSS* são materiais multifásicos que podem conter na microestrutura ferrita, martensita, bainita, e/ou austenita retida, em função dos elementos de liga e do processamento utilizado, Andrade et al (2002).

Uma comparação entre as propriedades mecânicas de uma variedade de famílias de aços de alta resistência aplicados nas estruturas dos automóveis, é feita pela *ULSAB*. É possível comparar as características de resistência mecânica e ductilidade dessa nova família de aços. O aumento do nível de resistência mecânica do produto leva quase inevitavelmente à redução de seu alongamento total, ou seja, de sua estampabilidade. Contudo, o uso de microestruturas adequadas permite minimizar a perda de ductilidade sob maiores níveis de resistência mecânica, Schröder (2004).

Segundo Schröder (2004) os aços DP, CP e TRIP geralmente tem maior alongamento total que o HSLA com mesma tensão de escoamento. Outra característica é que os AHSS não têm nenhum alongamento no ponto de escoamento (YPE - Yield Point Elongation). Muitas amostras de aços DP e TRIP podem apresentar YPE, mas o valor tipicamente encontrado será menor que 1%. Estes valores estão em contraste com vários tipos de HSLA, que podem ter valores de YPE maiores que 5%.

Especificamente sobre os aços DP, um dos recursos disponíveis para se maximizar simultaneamente a ductilidade e resistência mecânica dos aços consiste no uso de microestruturas mais complexas do que ferríticas ou ferrítica-perlíticas normalmente presentes nas ligas comuns de baixo carbono. Essa abordagem está baseada nas interações mais complexas que ocorrem entre vários constituintes presentes na microestrutura, os quais também devem apresentar variações significativas de dureza entre si. No final da década de 1970 surgiu o primeiro desenvolvimento nesse sentido, o assim chamado aço bifásico (dual phase) que, como seu nome dá a entender, apresenta microestrutura constituída por uma matriz com 80 a 85% de ferrita poligonal macia mais 15 a 20% de martensita dura, Rashid (1977).



## 2.3 MECANISMO DE FRATURA EM MATERIAIS METÁLICOS

Uma boa ferramenta que tem sido utilizada para relacionar o limite de conformação do material, determinado em escala laboratorial, com as deformações em escala industrial é a curva limite de conformação (CLC). Essa relação permite concluir se o material e o processo estão adequados à manufatura da peça em questão. A utilização da CLC é uma importante ferramenta para o desenvolvimento da aplicação de um determinado produto (Sampaio et al., 1998).

De acordo com Moreira et al. (2003), a quantidade de deformação plástica que a chapa metálica pode suportar antes da ocorrência da estricção localizada tem grande importância na conformação de chapas. Com base em medidas experimentais, o conceito de Diagrama Limite de Conformação (FLD) foi inicialmente introduzido por Keeler (1965) para os valores positivos da menor deformação principal no plano da chapa. Este conceito foi então estendido por Goodwin (1968) e Woodthorpe et al (1969) ao domínio de deformações compreendido entre os estados de tração uniaxial e estiramento biaxial. Desde então inúmeras pesquisas foram dedicadas à determinação experimental e ao modelamento teórico das deformações limite em chapas.

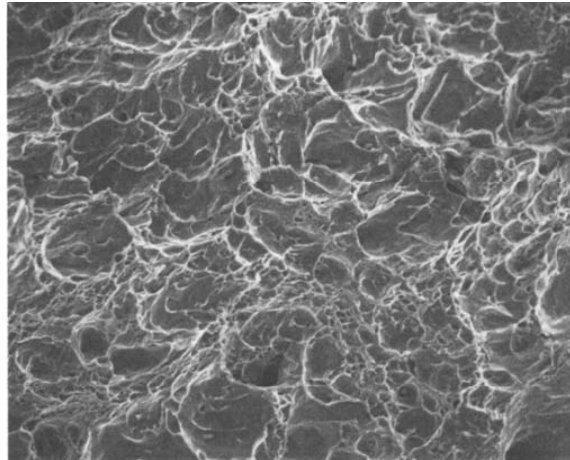
O FLD é definido nos eixos das menores e das maiores deformações principais obtidas no plano da chapa, segundo Moreira et al (2003). A curva estabelecida através de trajetórias lineares de deformação permanece constante durante o processo de deformação, sendo conhecida como curva limite de conformação.

Para Keeler (1968), a avaliação se uma chapa de metal pode ser conformada sem falha depende das propriedades do material, condições superficiais, tamanho e forma do “blank”, lubrificação, velocidade da prensa, pressão do prensa-chapas, projeto do punção e da matriz, e muitos outros fatores conhecidos e desconhecidos.

### 2.3.1 Tipos de fratura em materiais metálicos

O ASM Handbook (1993), assim como Wulpi (1999) classifica a fratura dos materiais metálicos em quatro tipos principais: alveolar, clivagem, intergranular ou por estrias. As Figuras. 1, 2, 3 e 4 ilustram estes modos de fraturas através de fotos obtidas por microscopia eletrônica de varredura.

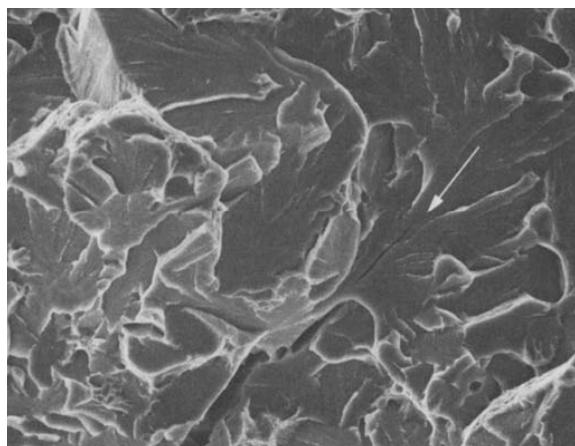
FIGURA 1: FRATURA DÚCTIL, FORMADA POR ALVÉOLOS, VISTA COM AUMENTO DE 2000X, SOB UM ÂNGULO ENTRE 40° A 50° EM RELAÇÃO À SUPERFÍCIE FRATURADA



FONTE: Wulpi (1999).

Toda fratura dúctil ocorre por mecanismo alveolar (Wulpi, 1999). Definindo, assim, este tipo de fratura como sendo aquela que ocorre acima do Limite de Escoamento generalizado, ou seja, após a plastificação de toda a seção resistente do componente ou estrutura, de maneira tal que a deformação plástica torna-se visível macroscopicamente. O autor em questão classifica a fratura dúctil como sendo estável, ou seja, que ocorre sob tensões crescentes.

FIGURA 2: FRATURA POR CLIVAGEM EM UM AÇO TEMPERADO, COM AUMENTO DE 2000X

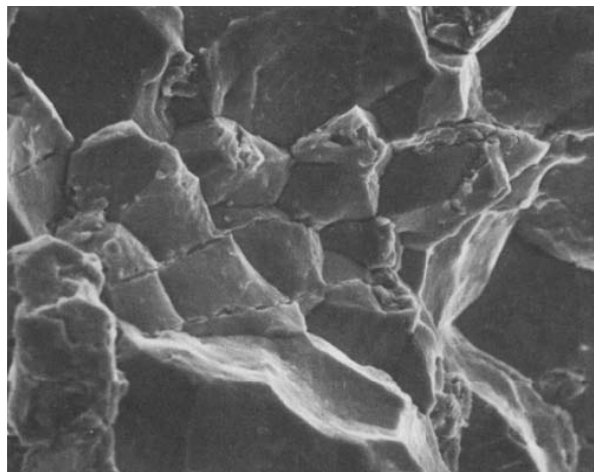


FONTE: Wulpi (1999).

Wulpi (1999) também faz uma classificação dos diferentes modos de fraturas que podem ocorrer nos metais. Segundo o autor, os metais podem fraturar por

cisalhamento ou clivagem quando submetidos a cargas únicas ou monotônicas, dependendo de como a estrutura cristalina do material se comporta sob um determinado carregamento. De acordo com Wulpi (1999), a fratura por cisalhamento é essencialmente dúctil, originando-se por mecanismo alveolar, enquanto que a clivagem é vista como uma fissuração dos grãos, ou seja, uma fratura frágil. O mecanismo de clivagem absorve energia tão baixa que a fratura por esse mecanismo é sempre frágil. O mecanismo intergranular é considerado anormal nos metais, ou seja, sua ocorrência é indício de que algum mecanismo de fragilização ocorreu durante a elaboração ou utilização do material, enquanto que o mecanismo de estriais é característico quando a fratura ocorre por fadiga.

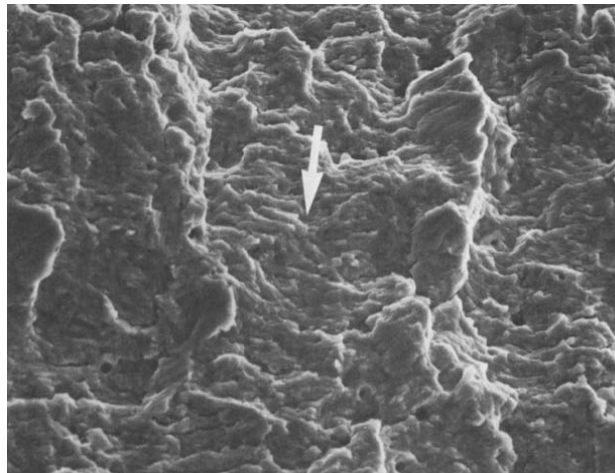
FIGURA 3: FRATURA INTERGRANULAR EM UM AÇO TEMPERADO, COM AUMENTO DE 2000X



FONTE: Wulpi (1999).

Wulpi (1999) classifica ainda a fratura intergranular como frágil, sendo esta originada especificamente por um processo de fragilização dos contornos de grão, que os tornam mais fracos em relação ao interior dos grãos. Neste caso, a fratura ocorre preferencialmente ao longo dos contornos dos grãos e não através dos mesmos.

FIGURA 4: FRATURA POR ESTRIAS EM UM AÇO LIGA 8620, COM AUMENTO DE 2000X



FONTE: Wulpi (1999).

Especificamente sobre a fratura dúctil, Wulpi (1999) define esta condição de fratura destacando a sua ocorrência em deformações por cisalhamento, que leva a formação de microcavidades nas regiões de maior tensão. Ainda segundo o autor, estas microcavidades coalescem e se interconectam, produzindo uma superfície de fratura composta por alvéolos ou vazios, correspondente ao modo de fratura alveolar.

Com relação aos aspectos macroscópicos da fratura dúctil, especificamente em corpos de prova cilíndricos, este tipo de fratura é denominada taça-cone pelo fato de apresentar duas regiões: uma central, correspondente à taça e um tronco de cone, com inclinação aproximada de  $45^\circ$  em torno da periferia do corpo de prova. Independentemente, porém, da geometria do corpo de prova, uma fratura dúctil se caracteriza por apresentar duas regiões: a região central, denominada região fibrosa e outra inclinada de aproximadamente  $45^\circ$ , chamada zona de cisalhamento.

O ASM Handbook (1993) e Wulpi (1999) descrevem este mecanismo de trinca de forma semelhante. Segundo os autores, a fratura inicia-se no centro da amostra e, após a formação do pescoço, o estado de tensões torna-se triaxial, de maneira tal que no centro da seção de menor diâmetro, chega-se ao estado máximo tanto em relação à tensão longitudinal quanto ao estado triaxial de tensões. Desta forma, com tensões crescentes, a trinca se propaga estavelmente, descrevendo um trajeto em zig-zag. Devido a este aspecto se compreende que se chame a fratura dúctil de “fratura por cisalhamento”, embora esta afirmação não esteja rigorosamente correta.

### 2.3.2 Análise da fratura em chapas

No estudo desenvolvido por Chemin Filho (2011), foi apresentada a tentativa de otimizar análises da fratura baseadas no limite de conformabilidade do material. De acordo com este estudo, o limite de conformabilidade do material determina uma região de segurança para a conformação enquanto que o limite a fratura mostra apenas o estágio final de ruptura do material. Desta forma, é entre estes limites que o pescoço começa a se formar e evolui até a fratura, correspondendo ao local onde é gerada a nucleação e o crescimento das marcas deixadas no local da trinca. Tendo em vista que as características das marcas deixadas pelo material na região, a trinca tem uma correlação direta com suas propriedades. É apresentado também o efeito combinado entre a forma e a dimensão das marcas deixadas na região da trinca.

Com o uso de novos materiais na indústria automobilística, porém, a incidência de trincas no raio da matriz tem aumentado. Essas trincas, porém, tem ocorrido em níveis de deformação inferior ao limite de deformação previsto pela CLC levantada experimentalmente. Estes tipos de trincas, denominadas “shear fractures” tem seu comportamento analisadas em chapas de aço. Levy e Van Tyne (2008) desenvolveram um estudo buscando uma melhor compreensão deste tipo de falha através de ensaios de estampagem. Nesse trabalho os resultados experimentais para a tensão foram obtidos a partir de ensaios de estiramento, que permitiram prever o limite de ruptura do material em função de sua tensão de ruptura. Esse limite foi comparado a tensão limite de conformação, proveniente da CLC. Segundo os autores, a validade da pesquisa está vinculada ao fato de que ambos os casos apresentaram fratura dúctil do material, onde a seção fraturada apresentou a nucleação de vazios, coalescência e crescimento das fissuras. Sendo assim, durante esse processo houve uma redução dos esforços, culminando na fratura da chapa. A tensão limite de conformação, calculada a partir do estado plano de deformação em uma CLC convencional caracteriza o efeito primário das propriedades do material na trinca. O cálculo dessa tensão em ensaios de estampagem permite que se faça uma previsão da ocorrência da trinca na parede do material.

A simulação numérica vem sendo amplamente utilizada para o desenvolvimento de processos de conformação mecânica, em especial aplicados às chapas metálicas. A precisão destas simulações depende não apenas de um bom

modelo de elementos finitos, mas também do desenvolvimento de um modelo matemático para a conformabilidade do material. Com base nisso, Igushi (2006) considera uma condição de fratura dúctil suficiente para a abordagem do limite de conformação, ou limite de fratura do material. Um dos métodos mais utilizados para esta avaliação é o Diagrama Limite de Conformação (FLD), que corresponde a um método baseado nas deformações sofridas pelo material, desenvolvido por Keeler (1966). Sabe-se, porém, que o método do FLD só é válido quando se trata de um carregamento linear, onde a taxa de deformação é constante ao longo do processo. Assumir uma condição de carregamento linear não vem a ser inapropriado, sendo uma boa aproximação para casos mais simples. Em situações mais complexas, porém, existe a necessidade de se avaliar o processo de forma mais precisa, em especial quando o processo envolve uma combinação de diferentes modos de deformação.

Como o método do FLD é basicamente empírico, ele não é consistente para todas as condições de deformação. Como solução para isto, muitos trabalhos buscam estabelecer teorias consistentes que caracterizem a fratura dúctil do material, ou seja, o seu limite de conformabilidade.

Sendo assim, muitos pesquisadores têm proposto teorias para a fratura dúctil dos aços, muitas delas desenvolvidas em códigos de elementos finitos e direcionados para a estampagem. O maior problema, segundo Iguchi (2006), se concentra na complexidade algébrica dos modelos, o que dificulta a implantação dos códigos e, conseqüentemente, a consistência dos resultados. Segundo pesquisadores, um método simples e eficaz para o estudo da conformabilidade de chapas é o diagrama limite de tensão e deformação (FLSD), que tem como principal vantagem a sua determinação através de uma abordagem para carregamento linear, sendo válido, no entanto, para condições de não linearidade.

Desta forma, Stoughton (2000) formulou um método para a conversão do FLD em FLSD. Trata-se de um método conveniente de se utilizar, mas que gera certa discussão entre a sua validação de resultados, teóricos, e os resultados práticos das tensões medidos de forma direta, que fora aplicado por Levy e Van Tyne (2008) conforme a sequência abaixo:

- Cálculo da deformação maior (FLC) através da Equação (2):

$$FLC = (23,3 + 14,14.e) \cdot \left(\frac{n}{0,21}\right) \quad (2),$$

onde  $e$  corresponde a espessura da chapa e  $n$  é o fator de anisotropia do material;

- Conversão da deformação maior (FLC) em deformação verdadeira ( $\epsilon_{FLC}$ );
- Obtenção do coeficiente de rigidez  $K$  pelo ensaio de tração;
- Cálculo da tensão limite de conformação ( $\sigma_{LC}$ ) à partir da  $\epsilon_{FLC}$ ;
- Conversão da deformação de conformação numa deformação efetiva pela Equação (3):

$$\bar{\epsilon}_{LC} = \frac{1 + \bar{R}}{\sqrt{1 + 2\bar{R}}} \cdot \epsilon_{FLC} \quad (3),$$

onde  $\bar{R}$  corresponde a anisotropia normal da chapa;

- Cálculo da tensão limite de conformação efetiva ( $\bar{\sigma}_{LC}$ ) pela Equação (4):

$$\bar{\sigma}_{LC} = K \cdot \left( \frac{1 + \bar{R}}{\sqrt{1 + 2\bar{R}}} \cdot \epsilon_{FLC} \right)^n \quad (4);$$

- Cálculo da tensão limite de conformação pela deformação maior ( $\sigma_{1_{LC}}$ ) na Equação (5):

$$\sigma_{1_{LC}} = \sqrt{\frac{1 + 2\bar{R}}{(1 + \bar{R})^2}} \cdot \bar{\sigma}_{LC} \quad (5).$$

Torna-se importante mencionar que as tensões obtidas experimentalmente para o FLSD são valores que foram convertidos das deformações. O desenvolvimento teórico do FLSD é baseado em teorias de plasticidade, de maneira tal que a precisão desta abordagem depende diretamente da precisão da teoria aplicada, que requer um modelamento em torno do encruamento do material, do escoamento e dos parâmetros de anisotropia. O problema é o mesmo na abordagem teórica do FLSD, porque a teoria da plasticidade também é aplicada aos cálculos.

Deve-se destacar que a abordagem realizada por Iguchi (2006) corresponde à tensão física no início do pescoço e não na ruptura final do corpo de prova e que a principal conclusão do autor foi que o FLSD obtido de forma teórica apresentou resultados coincidentes com o FLSD obtido experimentalmente, tornando válida a metodologia de cálculos utilizada.

### 2.3.3 Análise da fratura em Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS)

A respeito da taxa de deformação em aços avançados de alta resistência, alguns trabalhos apresentam uma comparação entre os diferentes AHSS através do levantamento da curva de Tensão VS Deformação. Kim et al. (2011), Huh et al. (2008) realizaram ensaios variando a taxa de deformação utilizando estes aços. Neste trabalho, Huh et al. (2008) estabeleceu uma comparação entre aços TRIP (“Transformation Induced by Plasticity”) e DP (“Dual-Phase”), com taxas de deformação entre 0,003 e 200 s<sup>-1</sup>. Os aços avaliados foram o TRIP600, TRIP800, DP600 e DP800. Os experimentos apontaram para um aumento na tensão de deformação à medida que se aumentava a taxa de deformação, ao passo que o alongamento até fratura e a conformabilidade dos aços TRIP apresentaram melhores resultados que os aços DP em taxas intermediárias de deformação. Outro fator analisado por Huh et al. (2008) foi a influência da pré-deformação de 5% e 10% aplicada aplicadas às amostras. Nesta condição, os resultados apontaram para uma variação nas propriedades mecânicas dos materiais para taxas de deformações acima de 1 s<sup>-1</sup>, de maneira que a tensão máxima e a tensão de escoamento aumentaram devido à pré-deformação utilizada.

Quanto à análise da fratura, Huh et al. (2008) concluíram que, em ambos materiais utilizados, a região fraturada caracterizou-se essencialmente pela presença de alvéolos, ou seja, um modo essencialmente dúctil. Uma observação importante feita pelo autor foi que, para taxas de deformação de 200 s<sup>-1</sup>, os alvéolos formados foram maiores e mais profundos quando comparados aos alvéolos formados para baixas taxas de deformações. Desta forma, o autor conclui que a ductilidade do material pode ser comprometida com o aumento da taxa de deformação.

Algo importante a ser observado, é que trabalhos publicados recentemente têm como foco principal o desenvolvimento de modelos numéricos que simulem de forma mais precisa o momento de início e evolução da fratura, até a ruptura final de aços de alta resistência.

A validação dos diversos modelos numéricos utilizados na simulação de processos de estampagem por elementos finitos é feita pela equivalência com resultados obtidos experimentalmente, como nos trabalhos de Li et al (2010), Wang et al (2011). Apesar destes autores focarem sua análise principalmente em modelos



numéricos para a simulação de processos de estampagem, importantes constatações podem ser feitas quanto a análise e previsão da fratura do material. Outro aspecto relevante é a utilização de aços avançados de alta resistência nestes estudos.

Wang et al. (2011) desenvolveram um estudo para a determinação de um limite crítico de diâmetro (LDR) de “blanks” para estampagem. Entre os aços analisados, encontram-se o DP600, DP800 e DP1000. Desta forma estabeleceu-se uma comparação entre as amostras ensaiadas e uma classificação de falha: denominadas por estrição e por cisalhamento. Segundo Wang et al. (2011) o limite crítico de diâmetro para os corpos de prova de estampagem corresponde a um indicador da conformabilidade do material, a partir do qual se conhece o diâmetro máximo da amostra que pode ser seguramente estampada em um copo sem flange. Neste caso percebeu-se uma estrição latitudinal para o aço DP600, enquanto que para os aços DP800 e DP1000, constatou-se uma estrição latitudinal e longitudinal. Desta forma, o autor classifica o modo de falha dos aços DP ensaiados como cisalhamento com uma limitada estrição localizada.

A análise do modo de falha por cisalhamento em operações de estampagem torna-se, portanto, essencial para que se conheça as reais condições de conformabilidade de aços de alta resistência, como reportado por Li et al. (2010).

Segundo Li et al. (2010), a estrição localizada corresponde ao modo de falha predominante nas chapas de aços utilizadas na indústria, de maneira que inúmeras ferramentas analíticas e numéricas foram desenvolvidas para a sua previsão. Com o surgimento dos aços avançados de alta resistência (AHSS), com menor ductilidade, o modo de fratura do material passou a caracterizar-se por cisalhamento o que, de acordo com Li et al. (2010), não é previsto pelo modelo da curva limite de conformação (CLC). Para a solução desta condição de falha, o autor trabalha com um modelo 3D de Mohr-Coulomb Modificado, desenvolvido recentemente para análise da fratura dúctil em chapas de aço. Sendo assim, Li et al. (2010) realizou a simulação de processos de estampagem por elementos finitos em três condições específicas: com um punção quadrado e a direção de laminação da chapa alinhada a 0° com o punção, com o mesmo punção quadrado, porém, com a direção de laminação da chapa a 45° com o punção e com um modelo de punção cilíndrico. Os resultados da simulação foram validados pela comparação com os resultados experimentais obtidos nas

mesmas condições descritas, onde pode-se perceber, em regiões específicas das amostras, a falha produzida é por cisalhamento.

A conclusão de Li et al. (2010) ao final do trabalho é que o modelo de curva limite de conformação realmente não permite a solução de problemas em regiões do material onde a fratura ocorre por cisalhamento, em decorrência do dobramento ocasionado durante o embutimento, sendo esta uma característica importante da conformação de aços avançados de alta resistência.

Percebe-se que Li et al. (2010) desenvolveram um estudo com o intuito de melhor compreender a origem da fratura por cisalhamento e prever a sua ocorrência com maior precisão em aços avançados de alta resistência.

## 2.4 FALHA E DANO

A respeito da teoria da aplicação de dano contínuo em processos de conformação Lemaitre (1985) apresenta um modelo acoplado de dano plástico isotrópico com base em uma variável de dano contínuo, no conceito e na tensão efetiva termodinâmica. O dano é linear com a deformação equivalente e mostra uma grande influência de triaxialidade por meio de uma tensão equivalente de danos. A identificação por vários metais é feita por meio da mudança do módulo de elasticidade induzida por danos. Uma comparação com modelos existentes e com algumas experiências é apresentada para concluir sobre a influência da triaxialidade na tensão de ruptura.

O modelo apresentado por Elgueta e Cortés (1999) mostra uma metodologia que simula a evolução de falhas mecânicas através do método de elementos finitos. A teoria de falha contínua é baseada nos processos irreversíveis da termodinâmica. O aumento do dano nos materiais está associado a energia dissipada e pode ser representado pelas variáveis de dano que são tratadas como variáveis no estado termodinâmico.

Elgueta e Cortés (1999) apresentam um exemplo numérico para a simulação que mostra as regiões de deformação mais sujeitas ao aparecimento de microtrincas e, conseqüentemente ao aumento do dano quando houver tensões predominantemente trativas.

Inicialmente estas regiões com maior dano estão localizadas próximas à linha de centro do contato com a matriz. À medida que há um aumento na conformação do material, as regiões de maior dano se movimentam em direção ao interior do material conformado.

A metodologia apresentada desenvolve a simulação da evolução dos danos mecânicos em processos de deformação elastoplástico. A incorporação do algoritmo de contato baseado no método de penalidade torna possível a simulação do modelo de evolução do dano em processos de conformação.

No desenvolvimento da fratura baseado em critérios de ductilidade, para prever a evolução do dano na conformação de chapas metálicas, Tang et al. (1999) mostram que através do modelamento matemático apresentado é possível prever o comportamento da fratura.

Neste estudo citado, um tensor contínuo de segunda ordem é usado para caracterizar o estado de anisotropia, que se demonstra através da fratura em chapas metálicas dúcteis, nos processos de conformação.

As variáveis na fratura e seus valores principais podem ser determinados pela mudança no comportamento elástico efetivo. O tensor que representa a taxa específica de energia da fratura, com tensão triaxial, pode ser derivado através da tensão e depende do estado de tensão do material conformado. Entretanto, é uma função da anisotropia.

Tang et al. (1999), mostram que a equação que representa a evolução da fratura é função do valor mínimo principal do tensor contínuo de segunda ordem, e este é uma função da deformação plástica equivalente. Desta forma, o estudo apresentado, mostra o desenvolvimento de critérios que podem predizer a evolução da fratura para todas as taxas de deformação, que foram comparadas com dados experimentais para mais de um tipo de aço.

Na aplicação de critérios para fratura dúctil na busca do limite de conformação em chapas metálicas, Takuda et al. (1999) apresentam um estudo, em chapas de alumínio e aço, que simula quatro critérios para fratura. São os critérios de: Cockcroft and Latham (1968), Brozzo et al. (1972), Oyane et al. (1980) e Clift et al. (1990).

Usando a combinação da simulação com elementos finitos e critérios da fratura dúctil, é possível observar a evolução das falhas em pontos específicos e como ocorre esta evolução para diferentes espessuras de chapas.

A simulação apresentada é utilizada para estimar o limite de conformação em chapas metálicas com estampagem profunda axissimétrica, testadas pelos quatro critérios citados acima.

A comparação dos valores experimentais obtidos, verificados através do aparecimento de falhas em pontos específicos, é comprovadamente estimada pela aproximação dos critérios de fratura dúctil, exceto para o critério de Clift et al. (1990).

Desta forma, Takuda et al. (1999) concluem que a combinação da simulação por elementos finitos com os critérios de fratura dúctil pode ser utilizada para estimar o limite de conformação em chapas metálicas.

Um modelo de falha e dano para materiais dúcteis e isotrópicos com deformação plástica, é proposto por Tai e Yang (1986). Este modelo é desenvolvido com conceitos básicos da termodinâmica e tensão efetiva.

Após a comparação com outros modelos já existentes, é apresentado a relação existente entre o dano ocorrendo no material com a deformação plástica e a tensão triaxial em metais dúcteis.

A análise do crescimento e coalescência de microfalhas é utilizada para verificar como o equacionamento apresentado pode modelar corretamente o estudo de caso mostrado, e se os resultados calculados se aproximam dos dados experimentais obtidos nas grandes deformações em metais.

Estes resultados são apresentados e comparados para três tipos de aço-carbono comerciais.

Ao final, Tai e Yang (1986) concluem que o modelo apresentado é eficaz para simulação do crescimento e coalescência de falhas que resultam no dano de materiais isotrópicos, dúcteis com grande deformação plástica.

Uma definição de ductilidade verdadeira para conformabilidade de metais é apresentada por Cockcroft e Latham (1968). Através da deformação natural que precede a fratura e aparece na formação da estrição. Isso é possível analisando o percentual de alongamento no ensaio de tração e na curva de tensão por deformação.

O estudo contesta estudos anteriores que são baseados simplesmente na deformação total, através da diferença entre os variados processos de conformação.

O critério de fratura proposto é analisado para conformações diferentes. Tais como: tração, torção, extrusão e laminação. Nesse caso pode ser observado que a pré-deformação não contribui para evolução da fratura e o efeito da alta pressão apresenta resultado diferente na deformação em materiais diferentes, até a fratura.

Por fim, Cockcroft e Latham (1968) afirmam que a ductilidade verdadeira, que é definida pela deformação natural na fratura, pode ser analisada por um sistema de tensões como tensão uniaxial, e pode ser calculado pelos ensaios de tração e torção para o critério de falha apresentado.

O critério de falha é função da máxima tensão e da tensão equivalente que relacionadas formam o fator de concentração de tensão adimensional.

Outro modelo de fratura dúctil é apresentado por Norris et al. (1978). São utilizados pequenos testes específicos que alimentam um programa de simulação para obtenção de comparações entre as evoluções de trincas.

O ensaio Charpy é dos testes que mostram a quantidade de energia absorvida no impacto associada a evolução da trinca, com diferentes tamanhos de entalhe.

O critério de fratura baseado na deformação plástica para uma tensão média pode prever o início da falha no material, sendo este o mesmo critério válido para analisar a evolução do dano. O estudo mostra que isso é possível pela extrapolação dos valores encontrados para diferentes materiais em comparação com dados obtidos pelo cálculo existente na literatura.

É fundamental a calibração do modelo para obtenção do valor crítico do dano. Esta calibração ocorre em função do comprimento crítico da falha e da tensão média.

Ao final, Norris et al. (1978) mostram que existe uma relação muito próxima entre a energia do ensaio Charpy e a iniciação e propagação das trincas através dos percentuais de energia envolvidos na simulação. Mostram também, os pontos positivos do estudo, tais como: o método pode ser aplicado para determinar a evolução do dano em materiais dúcteis com quaisquer geometrias e todas as escalas de plasticidades; propagação do dano é uma sequência do evento inicial e não é preciso validar todos os parâmetros, mas sim caracterizar o estado de tensão próximo à trinca. Como pontos negativos são citados a necessidade de software e

computadores sofisticados para simulação e determinação da região de início das trincas.

McClintock (1968) propõe um critério para fratura dúctil através do crescimento da porosidade. O critério quantitativo é desenvolvido para fratura pelo crescimento e coalescência da porosidade preexistentes em materiais com características que permitam a deformação plástica.

É apresentado uma série de equações, nas quais as principais componentes são a tensão e deformação, para obtenção de uma expressão analítica de aproximação que simula o crescimento do dano.

Quando apresentado em termos das componentes das derivadas da deformação, o critério pode ser aplicado e validado para outros mecanismos de fratura, nos quais o principal componente de tensão não é rotacionado.

O critério de crescimento da porosidade reforça que há uma grande dependência entre a deformação da fratura e a tensão transversal para os poros. E que a dependência entre a deformação na fratura e os componentes de tensão intermediários e tensão normal são menores.

O critério da fratura dúctil na simulação deve surgir em um modelo anisotrópico nos espaços entre os poros, e que o crescimento da fratura implica em crescimento de dureza. Por fim, o tamanho do efeito dos poros na fratura é indicado pela necessidade de alcançar valores críticos de deformação e tensão sobre a região de espaçamento dos poros antes de ocorrer a fratura efetivamente.

Para prever a fratura na conformação de metais Gouveia et al. (1995) apresentam um estudo que reúne conceitos de fratura dúctil associados à elementos finitos. Quatro conceitos de fratura dúctil, já existentes, são revisados neste trabalho. Experimentos com corpos de prova em diferentes formatos são investigados para validar a aplicabilidade do método, sob condições reais de tensão e deformação, próximas às aplicáveis na conformação de materiais metálicos.

É apresentada a implementação dos critérios de fratura dúctil na simulação com elementos finitos, bem como a comparação do modelamento de tensão e deformação entre os dados experimentais e os valores obtidos pela programação computacional.

Como comparação do estudo, Gouveia et al. (1995) encontram bons avanços na simulação. Entretanto, apenas dois critérios de fratura têm valores

comprovadamente próximos aos dados experimentais. Por fim, apresenta-se como conclusão, através da discussão da importância da falha crítica na fratura, o fato desta não depender do processo de tecnologia envolvido na conformação.

Uma comparação entre os critérios de falha existentes na teoria da conformação de materiais metálicos é apresentada por Venugopal et al. (2003).

Foram modelados, no estudo citado, dez critérios de falha para cinco diferentes materiais. A simulação baseada no conjunto de equações, respectivas à cada critério, é comparada com resultados experimentais.

A simulação feita por elementos finitos apresenta detalhes de programação, tais como: o refino da malha utilizada durante a simulação, composição química dos materiais, propriedades mecânicas e valores das variáveis utilizadas na equação dos critérios de falha.

Após a simulação e comparação com dados experimentais, Venugopal et al. (2003) apresentam conclusões a respeito dos critérios estudados.

De um modo geral, tanto os desvios médios quanto o fator de dispersão precisam ser baixos para validar a simulação e considerar um determinado critério de falha como útil para prever a ocorrência e localização do dano.

Nenhum dos critérios estudados apresentou melhor resultado em todas as simulações. Entretanto, dependendo da geometria do corpo de prova ou do material, alguns critérios aparecem entre os melhores sempre, na comparação com os dados experimentais, apresentando diferenças menores que 2%.

Por fim, Venugopal et al. (2003) apresentam a conclusão que relata a teoria do critério de falha baseada na tensão principal máxima, como sendo melhor para encontrar dados reais de dano ao material, em comparação às teorias que dependem da energia de distorção.

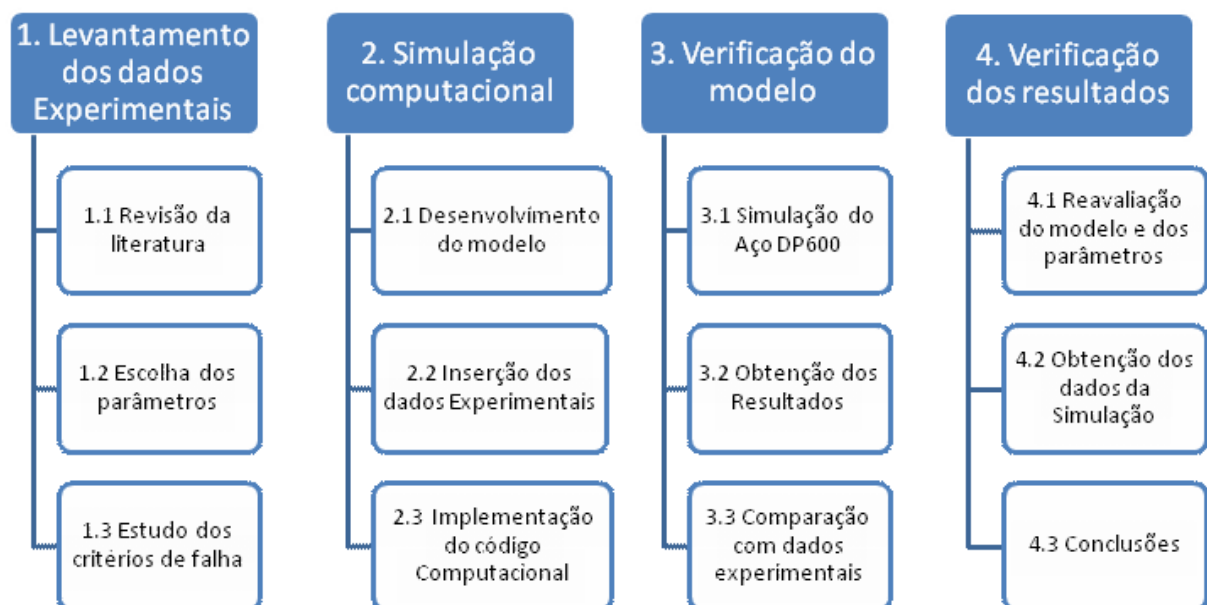
### 3 METODOLOGIA E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

A metodologia apresentada a seguir tem o objetivo de investigar computacionalmente os mecanismos de falha em aços avançados de alta resistência. Para tanto, há a necessidade do desenvolvimento de um modelo computacional para simulação dos critérios de falha. Este modelo é proposto de modo desacoplado, obtido através do pós-processamento dos resultados.

Como base das implementações foi desenvolvido um código computacional utilizando o software ABAQUS.

A Figura 5 representa esquematicamente as principais etapas deste trabalho.

FIGURA 5: FLUXOGRAMA DAS ATIVIDADES DE PESQUISA



FONTE: O autor (2014).

Na primeira etapa deste trabalho, parte da revisão bibliográfica foi realizada para avaliar quais parâmetros têm realmente influência significativa sobre os critérios de falha e dano nos aços. Com o intuito de investigar quais modelos representam de melhor forma a realidade em termos de falha na conformação de metais, é proposto uma simulação computacional, como segunda etapa deste trabalho. Para tanto, há a necessidade da escolha adequada dos parâmetros que influenciam os critérios de



falha que foram implementados ao código computacional desenvolvido com auxílio de programa específico para simulação na área de conformação de metais. Neste caso os critérios utilizados foram os padrões do programa ABAQUS.

Na terceira etapa deste trabalho ocorre a verificação do modelo através da simulação do Aço DP 600 com obtenção dos resultados que foram comparados aos dados experimentais, obtidos em trabalhos anteriores e que são apresentados em uma seção subsequente.

Por fim, na última etapa, ocorre a verificação dos resultados do trabalho através da reavaliação do modelo e dos parâmetros de conformação, nova simulação com variação dos parâmetros de velocidade e verificação dos resultados para conclusão.

### 3.1 PROCEDIMENTOS DE PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Para validação do modelo foram utilizados dados experimentais de tração biaxial obtidos em Chemin Filho et al. (2013) e Tigrinho et al. (2013). Os autores propõem estudos da fratura do aço DP 600 através da variação da carga do prensa-chapas e de diferentes estados de tensão e deformação durante a conformação, respectivamente.

TABELA 1: COMPARATIVO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS LE, LR E AL, DO AÇO DP600, OBTIDOS ATRAVÉS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO E FORNECIDOS PELO FABRICANTE DO AÇO E POR OUTROS AUTORES

<b>Propriedades Mecânicas do aço DP600</b>			
Propriedades	LE (MPa)	LR (MPa)	Al (%)
Ensaio de tração	410	640	28,5
Fornecidas pelo fabricante	385	621	23,9
DP600 (Huh, 2008)	422	632	26,9
DP590 (Kim, 2011)	380	619	28,2
DP600 (Wang, 2011)	412	676	27,0

FONTE: Chemin Filho (2011).

Tais valores como, o comparativo das propriedades mecânicas do aço DP 600, mostrado na Tabela 1 também são encontrados em Chemin Filho (2011).

A Tabela 2 mostra os parâmetros de estampagem obtidos através de ensaios de tração para o aço DP 600.

TABELA 2: PARÂMETROS DE ESTAMPAGEM  $R$ ,  $N$ ,  $\bar{R}$  E  $\Delta R$ , DO AÇO DP600, OBTIDOS ATRAVÉS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO E FORNECIDOS PELO FABRICANTE DO AÇO E POR OUTROS AUTORES

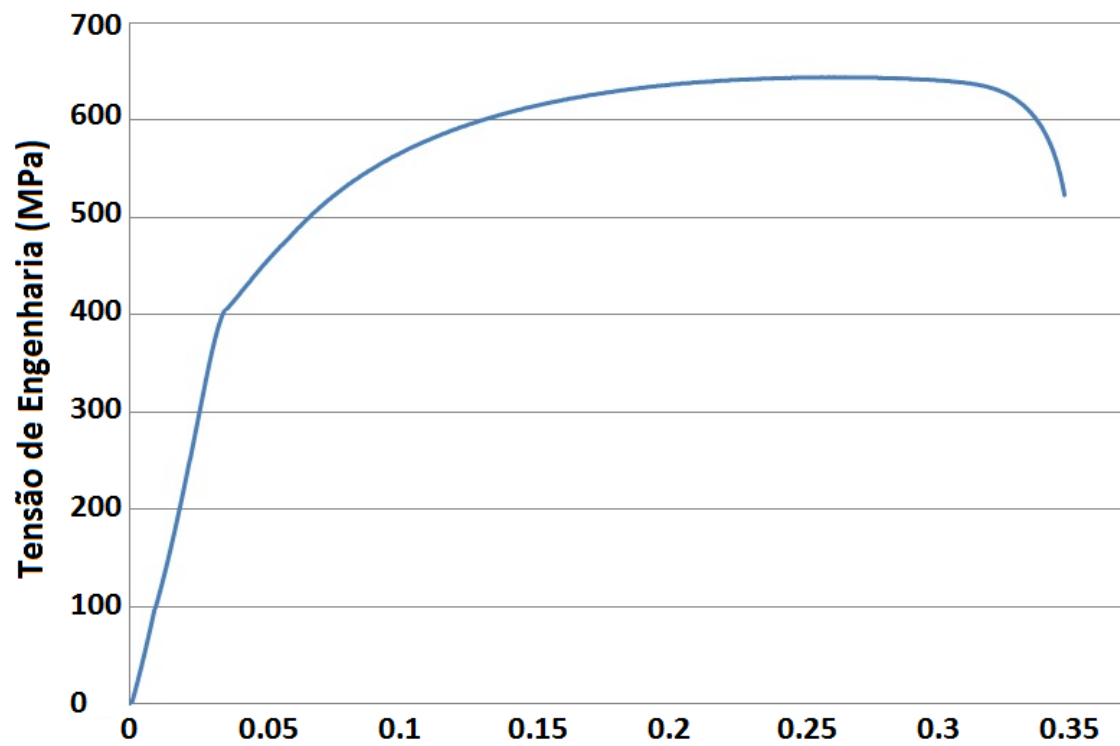
Parâmetros de estampabilidade do aço DP600									
Parâmetros	$\bar{R}$	$R_{0^\circ}$	$R_{45^\circ}$	$R_{90^\circ}$	$\Delta R$	$n_{\text{medio}}$	$n_{0^\circ}$	$n_{45^\circ}$	$n_{90^\circ}$
Ensaio de tração	0,9356	0,6739	1,0354	0,9977	0,1996	0,1880	0,1892	0,1931	0,1818
Fabricante do aço	0,84	0,70	1,06	0,70	x	0,18	0,17	0,19	0,17
DP590 (Kim, 2011)	0,984	0,822	1,015	1,083	x	0,224	0,221	0,229	0,223
DP600 (Nasser, 2010)	1,0105	0,942	1,01	1,08	0,001				
DP600 (Wang, 2011)		1,16	0,67	1,02		0,206			

FONTE: Chemin Filho (2011).

A Figura 6 apresenta a curva de Tensão vs Deformação de Engenharia para o aço DP 600 obtida através de ensaio de tração, com dimensionamento e o formato adotados para os corpos que foram tomados a partir das normas ABNT NBR 6673, ASTM E 646 e DIN EN 10 002-1 que descrevem o ensaio.

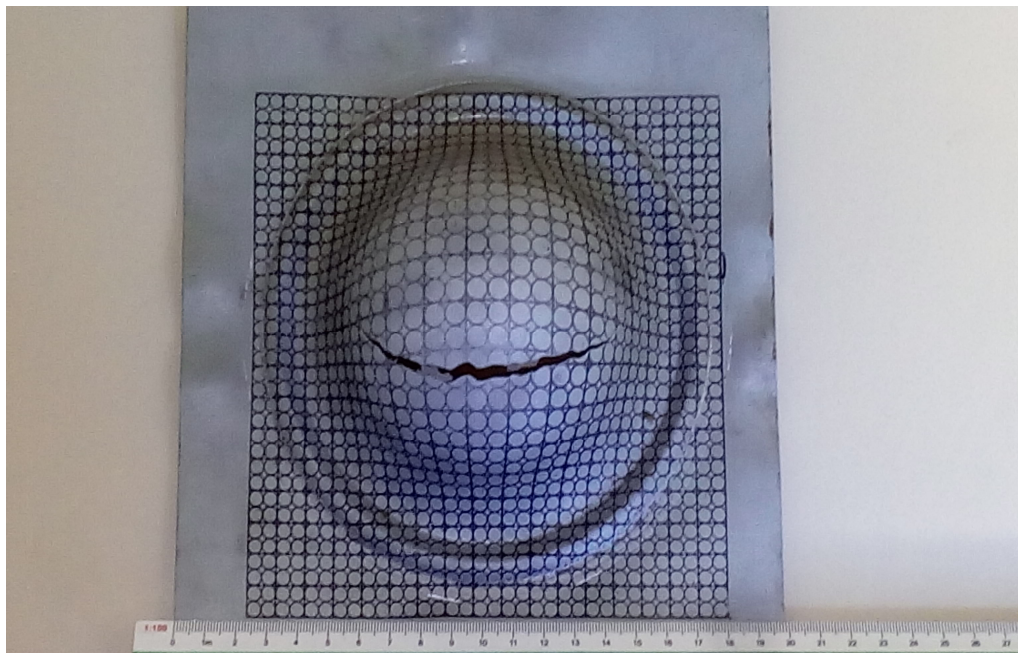
Na determinação da curva limite de conformação (CLC) o mais comum é simular os estados desde a condição biaxial de deformação até a condição de tensão de tração uniaxial, através de corpos de prova adequadamente preparados. Nestes corpos de prova, imprimem-se redes de círculos ou quadrados, tangenciando-se mutuamente ou entrelaçando-se, com dimensões rigorosamente determinadas. O ensaio de estampagem Nakazima, encontrado em Nakazima et al. (1968), utiliza chapas retangulares que variam suas larguras. Nestes corpos de prova são desenhadas as malhas que após a conformação são medidas para verificar a estampabilidade do material, como pode ser verificado nas Figuras 7 e 8.

FIGURA 6: CURVA TENSÃO VS DEFORMAÇÃO DE ENGENHARIA DO AÇO DP600



FONTE: Chemin Filho (2011).

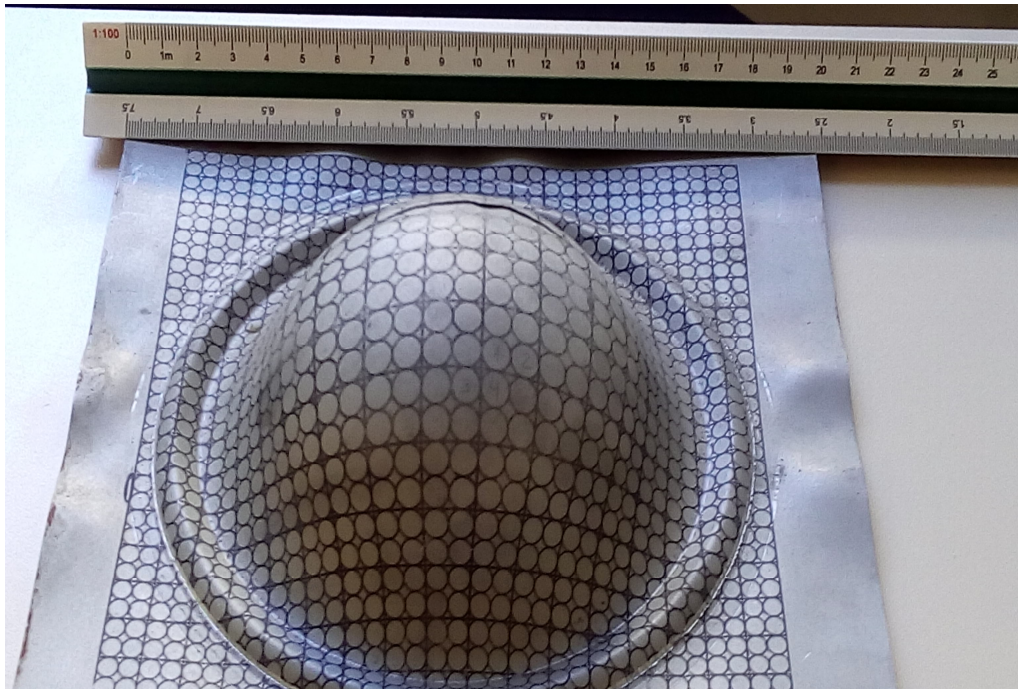
FIGURA 7: FOTO SUPERIOR DO CORPO DE PROVA DO ENSAIO NAKAZIMA



FONTE: O autor (2015).

O ensaio originalmente proposto por Nakazima utiliza um único formato de punção, hemisférico com 100 mm de diâmetro, e um total de 18 corpos de prova com a largura variando desde 40 até 200 mm, todos com 200 mm de comprimento. A partir desta configuração de ensaio, tomando-se, porém, um número reduzido de corpos de prova, Chemin Filho (2011) obteve a curva limite de conformação (CLC) do DP600 sem lubrificação, simulando a condição mais crítica de ensaio. A Figura 9 mostra a curva CLC do aço DP600, determinada através do ensaio Nakazima, onde as amostras ficam totalmente presas pelo prensa-chapas devido a utilização de um “draw bead”.

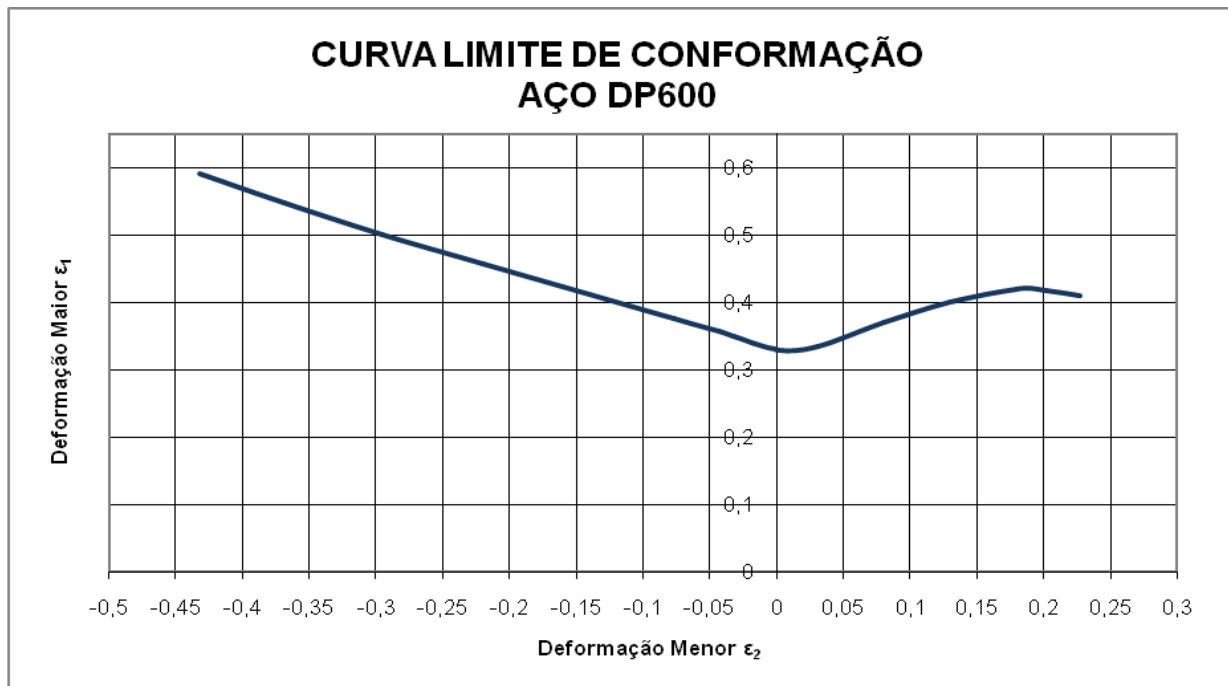
FIGURA 8: FOTO LATERAL DO CORPO DE PROVA DO ENSAIO NAKAZIMA



FONTE: O autor (2015).

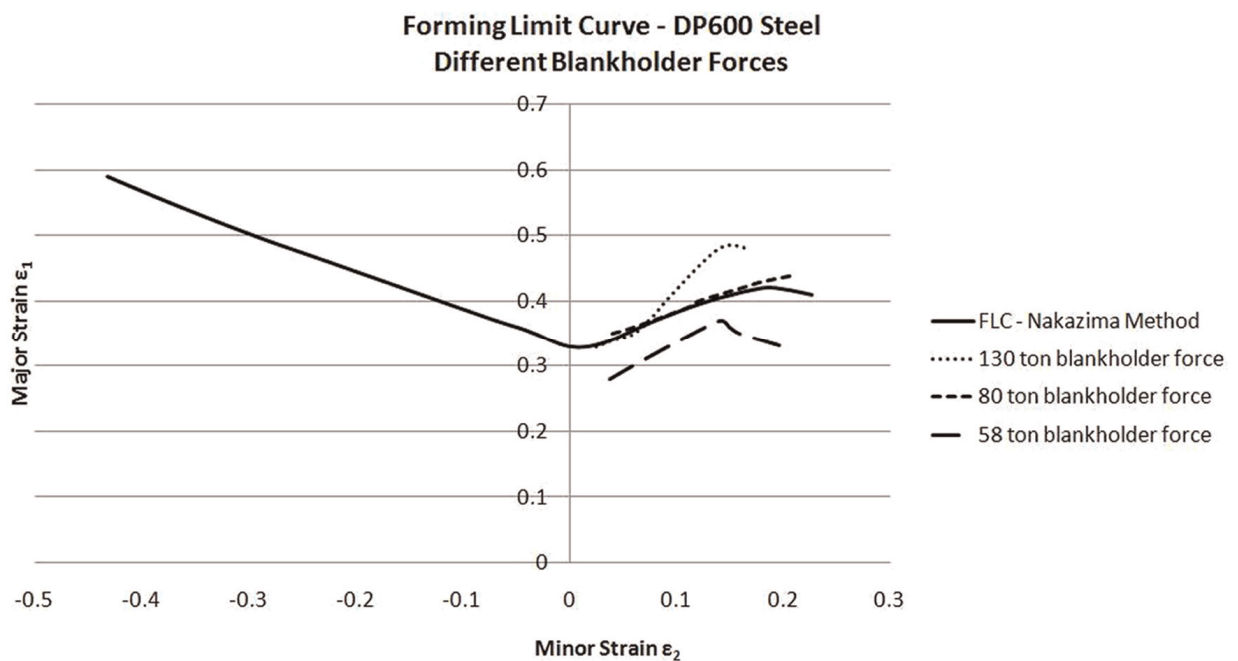
Com o objetivo de se verificar o efeito da carga do prensa-chapas na estampabilidade de aço DP600, Chemin Filho et al. (2013) realizaram novos ensaios com o ferramental Nakazima. Entre os resultados estão o diagrama limite de conformação e a curva limite de conformação para o aço DP 600, com a variação da carga do prensa-chapas em 130, 80 e 58 tf. Estes valores foram adotados como dados experimentais para validação do modelo.

FIGURA 9: CURVA LIMITE DE CONFORMAÇÃO DO AÇO DP600, OBTIDA ATRAVÉS DO ENSAIO DE ESTAMPAGEM NAKAZIMA



FONTE: Chemin Filho (2011).

FIGURA 10: CURVA LIMITE DE CONFORMAÇÃO DO AÇO DP600, PARA DIFERENTES CARGAS DO PRENSA-CHAPAS



FONTE: Chemin Filho (2013).

Chemin Filho et al. (2013) compararam a curva limite de conformação do material, variando a carga do prensa-chapas, com a curva limite de conformação original pelo método Nakazima. Desta forma, os autores obtêm os valores de deformação verdadeira para o aço DP 600 nestas condições. A Figura 10, que apresenta a Curva Limite de Conformação para diferentes cargas de prensa-chapas, mostra que a carga de 130 tf obteve uma deformação maior que a obtida pelo ensaio Nakazima.

Na Figura 10, o eixo vertical apresenta a deformação maior e o eixo horizontal a deformação menor, ambas em valor absoluto.

A Tabela 3 apresenta o tempo de estampagem, o deslocamento da chapa e a velocidade de deslocamento no flange, para diferentes cargas do prensa-chapas (BHF – Blank Holder Force).

TABELA 3: TEMPO DE ESTAMPAGEM, DESLOCAMENTO DA CHAPA E VELOCIDADE DE DESLOCAMENTO NO FLANGE, PARA DIFERENTES CARGAS DO PRENSA-CHAPAS

<b>FPC (tf)</b>	<b>te (s)</b>	<b><math>\Delta df</math> (mm)</b>	<b>V2 (mm/s)</b>
130	15,8	5	0,316
80	19,2	7	0,365
58	21,0	10,4	0,495
35	6,65	14,5	2,18

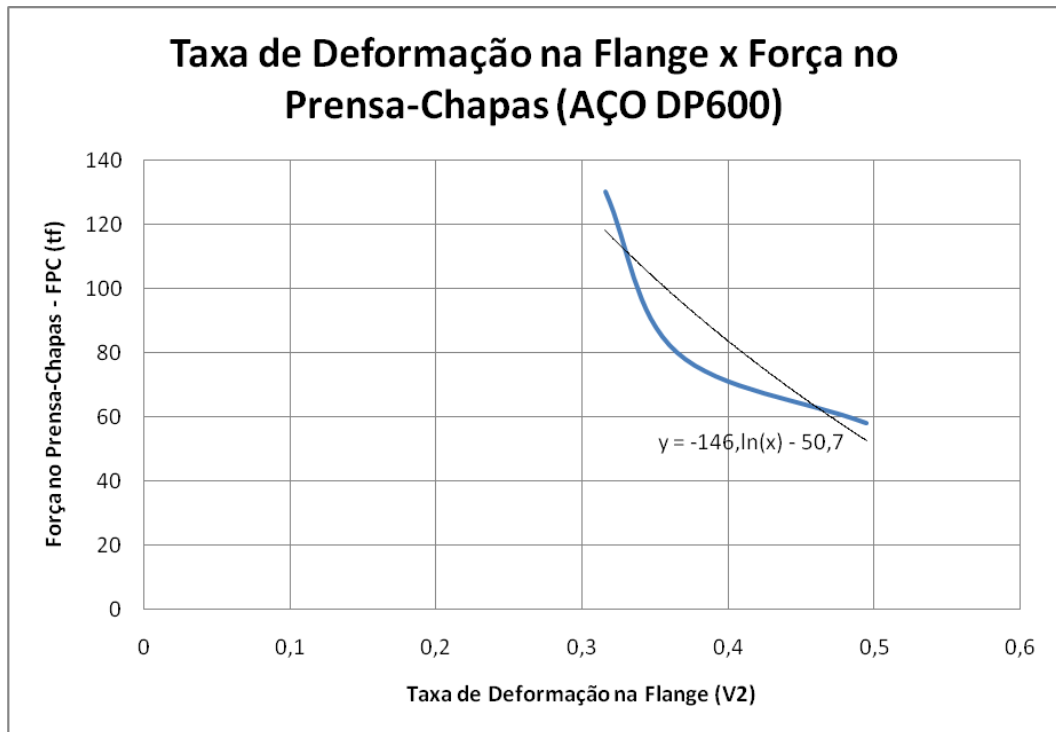
FONTE: Chemin Filho (2011).

Estes resultados mostram que com pequeno deslocamento da chapa, devido à maior força do prensa-chapas, obtém-se uma capacidade maior de deformação.

A Figura 11 mostra a taxa de deformação no flange, através da variação da velocidade de escamento do material, para diferentes cargas do prensa-chapas (BHF – Blank Holder Force).

Sendo assim, estes valores obtidos e apresentados nos estudos de Chemin Filho et al. (2013) e Tigrinho et al. (2013) foram utilizados para validação do modelo.

FIGURA 11: VARIAÇÃO DA TAXA DE DEFORMAÇÃO NO FLANGE EM FUNÇÃO DA FORÇA NO PRENSA-CHAPAS

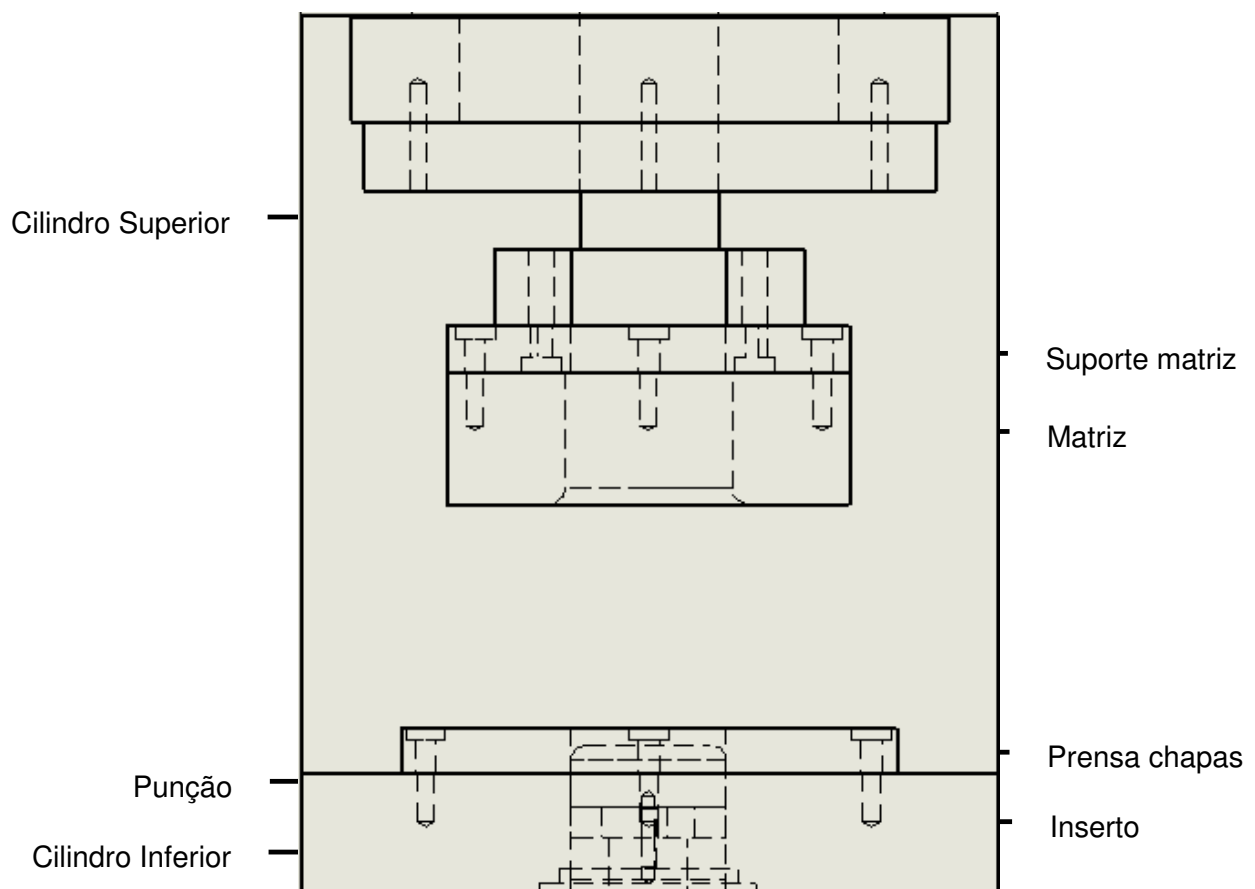


FONTE: Chemin Filho (2011).

## 4 SIMULAÇÃO

Para dar início ao procedimento de simulação, foram considerados os dados experimentais obtidos em Chemin Filho (2011). Em um primeiro momento foi reproduzido no software ABAQUS as configurações do ferramental, através de um desenho auxiliado por computador. As configurações deste ferramental, que pode ser visto na Figura 12, são as seguintes:

FIGURA 12: DETALHE DO CONJUNTO DA FERRAMENTA DE ESTAMPAGEM



FONTE: Chemin Filho (2011).

- Cilindro superior: tem a função de deslocar a matriz de encontro ao prensa-chapa e regular a carga que será aplicada no mesmo, capacidade de 130 tf (toneladas força);
- Cilindro inferior: tem a função de deslocamento do punção com velocidade constante e controlada e capacidade de 52 tf;



- Inserto: Possui o mesmo diâmetro do punção e está acoplado no cilindro inferior. Serve para aumentar o comprimento útil da ferramenta, ou seja, garante desta forma que o punção terá comprimento suficiente para ultrapassar a espessura do prensa-chapa e estampar o material até sua ruptura;
- Suporte da matriz: tem a função única e exclusiva de fixar a matriz ao êmbolo da prensa;
- Punção: responsável direto pela deformação do material. Com geometria hemisférica e raio de 50 mm.
- Matriz: Diâmetro interno de 108 mm e raio de 10 mm (ombro da matriz), atua de maneira tal que a chapa será empurrada pelo punção para dentro da sua cavidade central, servindo como uma espécie de “forma” que delimita o diâmetro externo do copo embutido;
- Prensa-chapa: Diâmetro interno de 100 mm, será o responsável por posicionar e prender a chapa que será ensaiada, de forma que esta fique devidamente alinhada com o equipamento. Sua função principal é regular o fluxo da chapa para dentro da matriz sob o efeito do punção, com fluxo ou sem nenhum fluxo.

Na simulação não foi utilizado o “Draw bead”, também conhecido como cordão esticador, responsável pela fixação da chapa, para que a mesma não deslize para dentro da matriz.

Com relação ao material, foi utilizado chapa de aço carbono comum com espessura de 1,5 mm. Este material foi utilizado inicialmente apenas para verificação preliminar do funcionamento básico do modelo implementado. Após a verificação e os ajustes iniciais foi implementado a este modelo as características do aço DP 600 com espessura de 1,5 mm.

As características do aço DP 600 foram extraídas do estudo de Chemin Filho (2011) através da CLC obtida pelo ensaio Nakazima. Para obtenção destas características do material o estudo citado utilizou a sequência de análise através do ensaio de análise química, ensaios metalográficos, ensaio de tração e, por fim, o ensaio de estampagem Nakazima.

A carga do prensa-chapa utilizada na simulação foi a de 80 tf, pois no estudo de Chemin Filho (2011) esta é a carga em que a deformação máxima atingida pelo material ficou equivalente a CLC obtida nos ensaios Nakazima.

A metodologia apresentada neste capítulo tem o objetivo de investigar computacionalmente os mecanismos de falha no aço DP 600. Para tanto, há a necessidade de simulação do modelo computacional em condições diferentes para avaliação dos critérios de falha deste material.

Como base das implementações o modelo computacional foi alimentado com dados do material em questão e configurado para repetir os dados experimentais que foram desenvolvidos no estudo de Chemin Filho (2011). As configurações da chapa, matriz e punção foram as mesmas utilizadas no estudo citado, para obtenção de resultados que comprovem a validade do modelo.

Na alimentação do programa foi utilizado o modelo elasto-plástico, sem lubrificação, com elemento quadrado de malha 4 mm. A integração utilizada foi a padrão do programa ABAQUS com matriz rígida.

A comprovação do modelo se deu basicamente com a verificação da CLC do material e dos resultados encontrados no corpo de prova que repetiam os obtidos no estudo experimental de Chemin Filho (2011). Entretanto, inicialmente, verificou-se que a velocidade do ensaio na simulação não era compatível com os resultados experimentais. Sendo assim, observou-se a possibilidade de ajuste da velocidade para reprodução do experimento, bem como a determinação de uma velocidade ótima para a conformação, que se mostrou próxima à velocidade utilizada no experimento.

Após esta etapa de simulação e comprovação do modelo, mantiveram-se as mesmas condições iniciais para obter-se resultados da simulação com a variação da taxa de deformação. Isso foi possível com a variação da velocidade de estampagem.

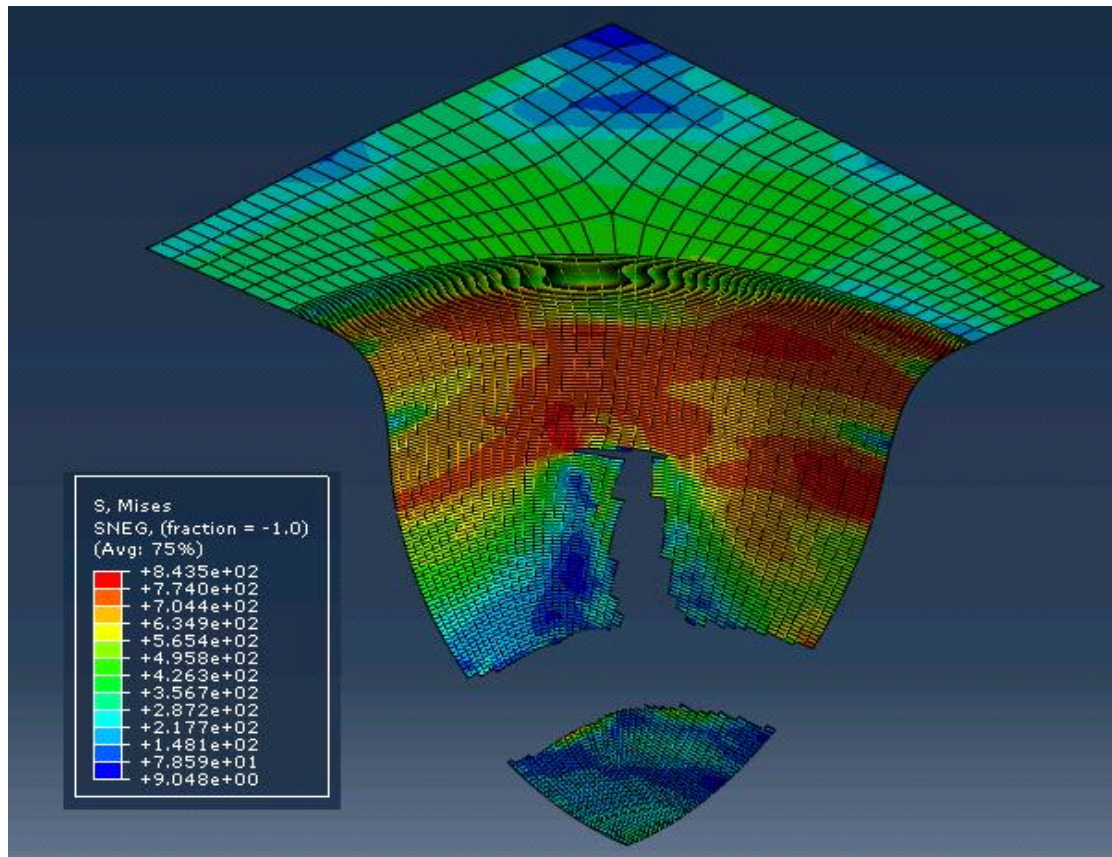
Tendo a amplitude da conformação conhecida e tomada como um valor fixo, foi possível variar a velocidade pela variação do tempo de processo.

O valor da amplitude de deslocamento do punção nesta simulação foi fixado em 40 mm. Inicialmente a velocidade de estampagem foi utilizada como 4 mm/s para uma chapa de DP 600 com as dimensões de 200x200 mm com 1,5 mm de espessura. A Figura 13 mostra o resultado da simulação para estas condições.

Tendo em vista o resultado insatisfatório para estas condições, pois o corpo de prova na simulação rompeu de maneira violenta, visto que o critério de parada era a amplitude de deslocamento do punção, ficou claro a necessidade de ajuste na velocidade de estampagem. Sendo assim, o objetivo para o momento era utilizar um

método de otimização que encontrasse a velocidade ideal para este processo de conformação. Esta velocidade seria aquela que levasse a um resultado satisfatório do processo com o menor tempo de estampagem.

FIGURA 13: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s



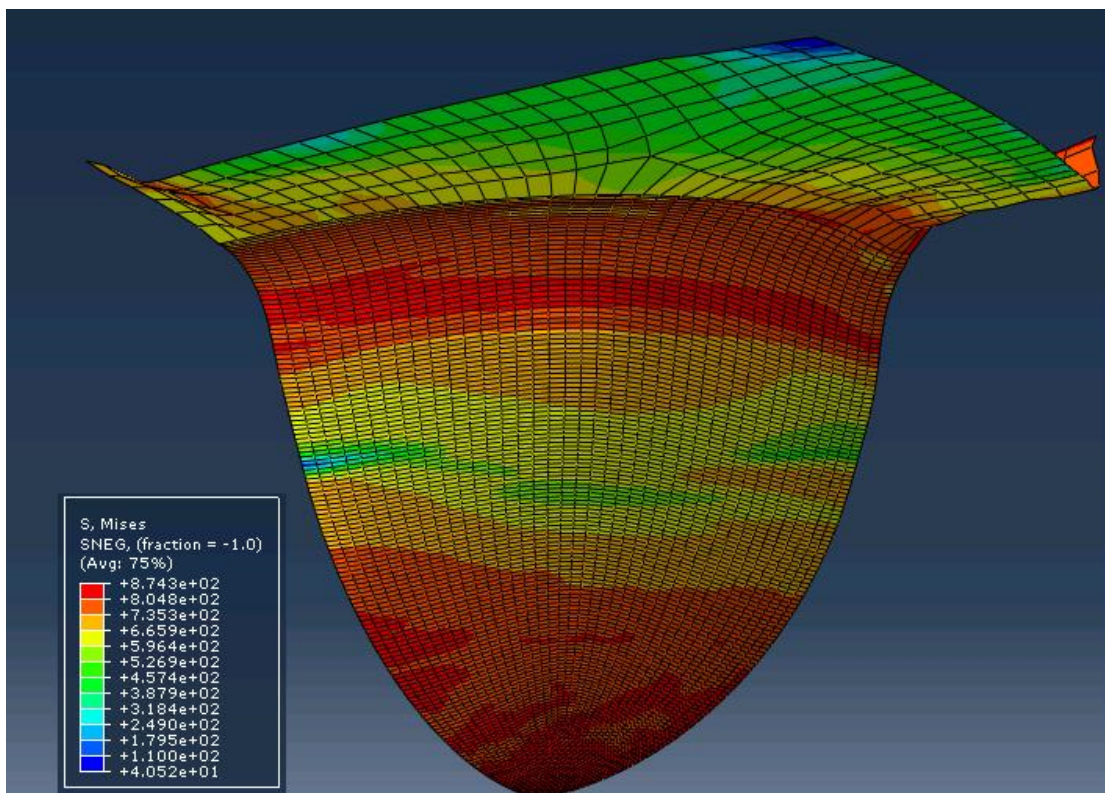
FONTE: O autor (2015).

Desta forma, o processo de busca da velocidade ideal para a conformação foi baseado nos métodos de otimização não linear. Para tanto se fez necessário a redução do intervalo de busca com a intenção de gerar o menor número de iterações. Este método de otimização utilizou as seguintes etapas:

1. Utilização da primeira velocidade de simulação como ponto inicial;
2. Determinação do segundo ponto para criar um intervalo de interesse (ponto inicial arbitrado);

3. Análise do segundo ponto através da verificação do corpo de prova na simulação (ruptura ou não);
4. Caso o item 3 não tenha ruptura, determinação e simulação do ponto intermediário ou médio;
5. Análise da simulação para redução do intervalo de interesse;
6. Novo intervalo reduzido entre dois pontos sendo um com ruptura e outro sem ruptura;
7. Simulação de um ponto intermediário ou médio;
8. Análise da simulação para redução do intervalo de interesse; (Idem ao item 5)
9. Novo intervalo reduzido entre dois pontos sendo um com ruptura e ou sem ruptura; (Idem ao item 6)
10. Simulação de um ponto intermediário ou médio; (Idem ao item 7)
11. Repetição até obtenção de um intervalo menor ou igual a 1% da velocidade ideal de processo.

FIGURA 14: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s

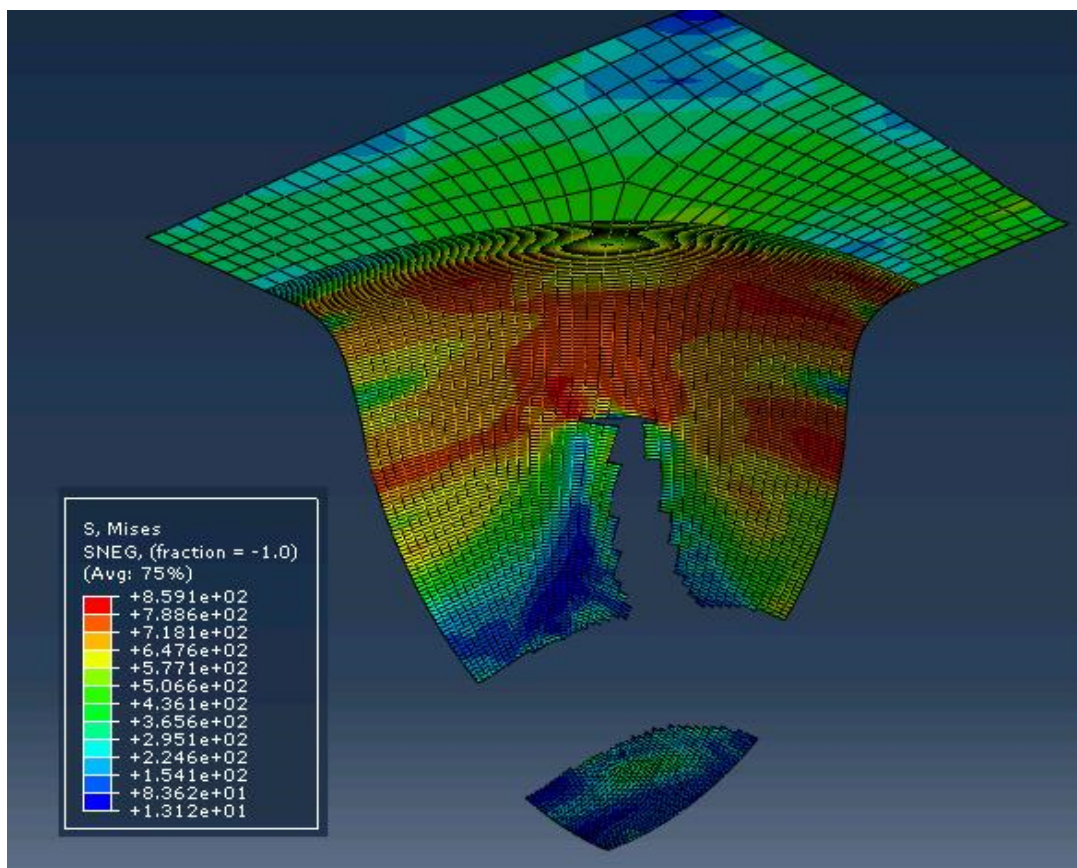


FONTE: O autor (2015).

A escolha do segundo ponto para geração de um intervalo foi o de 1 mm/s para a mesma amplitude de deslocamento do punção de 40 mm. A Figura 14 mostra o resultado da simulação para esta condição.

Como o resultado da simulação foi o de não ruptura, o próximo passo foi a determinação de um ponto intermediário para redução do intervalo. Os próximos pontos escolhidos foram os de: 3 mm/s, 2 mm/s, 1,5 mm/s, 1,083 mm/s, 1,125 mm/s, 1,146 mm/s e 1,135 mm/s. Sempre eliminando o intervalo de não interesse e permanecendo com o intervalo de interesse entre dois pontos, sendo estes um ponto com ruptura e outro sem ruptura.

FIGURA 15: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s

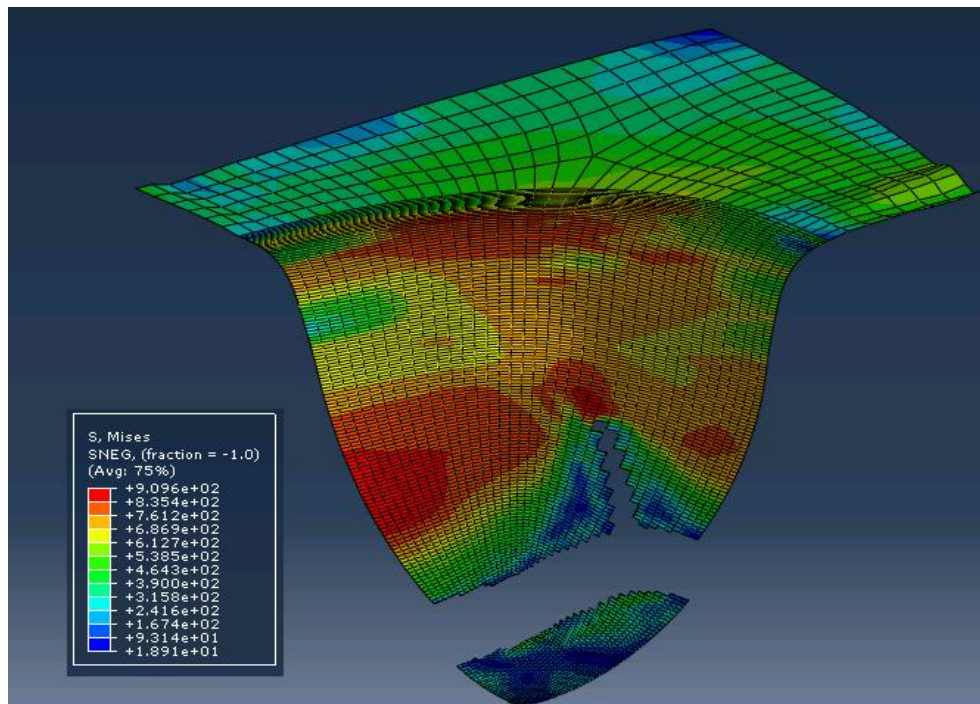


FONTE: O autor (2015).

As Figuras 15 e 16 mostram situações intermediárias da simulação nas quais o processo de estampagem está convergindo para uma velocidade ideal de conformação para configuração deste corpo de prova em aço DP 600 nesta matriz.

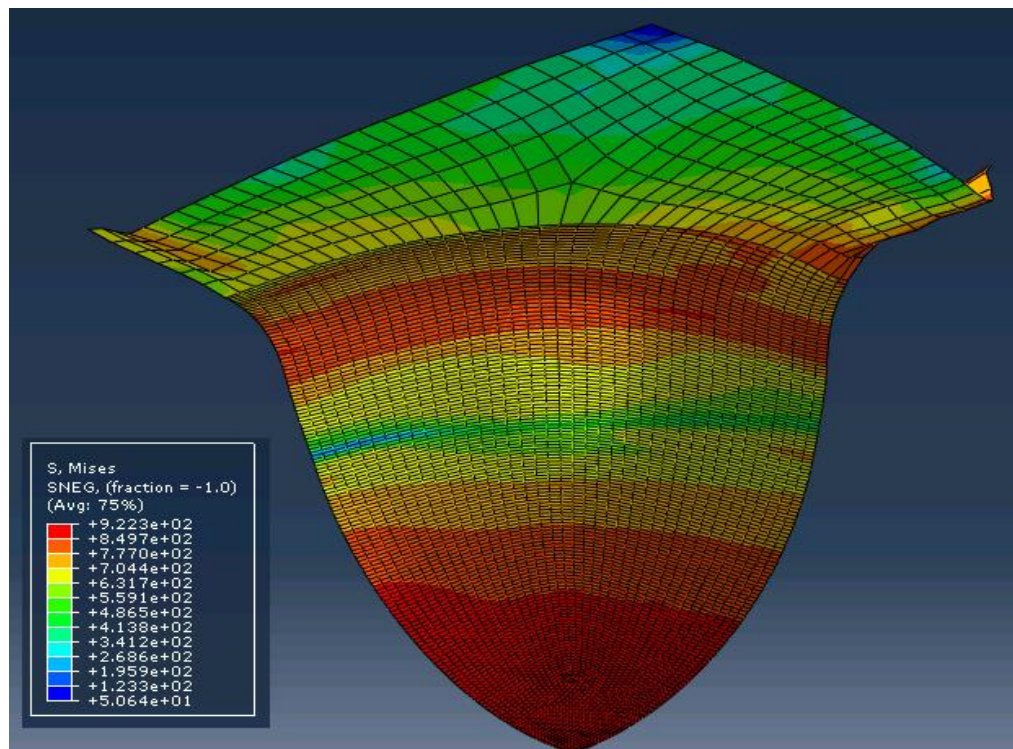


FIGURA 16: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,5 mm/s



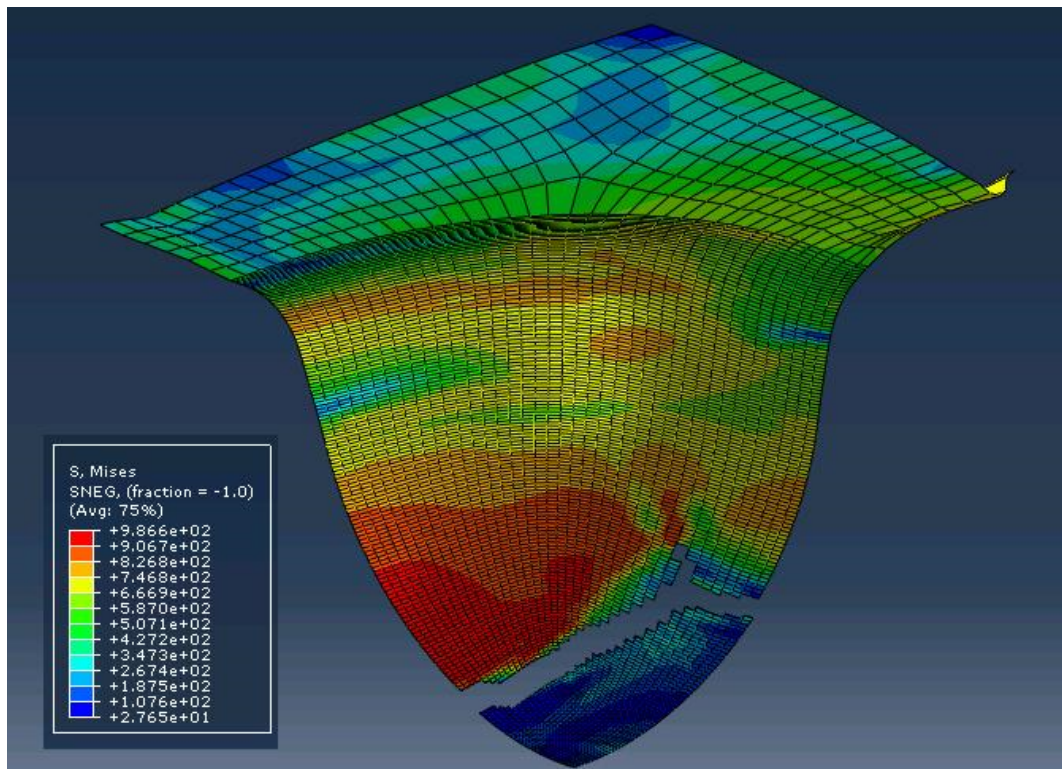
FONTE: O autor(2015).

FIGURA 17: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,135 mm/s



FONTE: O autor (2015).

FIGURA 18: RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,146 mm/s



FONTE: O autor (2015).

Após nove iterações, a velocidade de simulação ideal para este estudo de caso, foi o valor de 1,135 mm/s que é apresentado na Figura 17. Tendo em vista que a simulação imediatamente anterior ao valor ideal foi a velocidade de 1,146 mm/s referente à Figura 18, fica claro, pela diferença numérica na velocidade, que a precisão de 1% foi atingida.

Também é possível verificar a diferença no resultado da conformação por simulação, em termos de ruptura dos corpos de prova, entre as velocidades de 4 mm/s e 3 mm/s Figura 13 e 15, respectivamente, e a velocidade 1,146 mm/s da Figura 18. Fica claro que na Figura 18 a ruptura ocorre com menor intensidade em comparação às Figuras 13 e 15 que apresentam corpos de prova que romperam de forma mais abrupta.

Nos principais critérios de falha estudados a taxa de deformação aparece como um dos fatores de grande relevância. Desta forma, se justifica o estudo em questão que procura um melhor resultado para o processo de estampagem em chapas de aço DP 600, através da busca da velocidade ideal de processamento.

O presente capítulo então sugere que com poucas etapas de iterações em um tempo reduzido, em comparação aos ajustes experimentais do processo, é possível determinar a velocidade ideal de estampagem para um determinado caso. Este procedimento é um fator inovativo. Para tanto, é necessário alimentar um código computacional com os parâmetros do material que será processado, bem como introduzir as características geométricas da matriz, punção e chapa.

A simulação proposta neste estudo é capaz de poupar tempo com a preparação do processo e ajuda a atingir melhores níveis de produtividade, sempre com o atendimento dos requisitos de qualidade através da conformidade do produto final.



## 5 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO

Neste capítulo será feita a obtenção e análise dos dados da simulação numérica sobre o estudo de caso e preparação destes para conclusões em um capítulo posterior.

Para tanto se faz necessário a descrição da metodologia de obtenção e análise dos dados, baseada na deformação dos elementos das malhas utilizadas para esta simulação.

Sendo assim, este capítulo se divide em três seções referentes a três análises diferentes para o resultado da simulação. São elas: Deformações paralelas à trinca principal, Deformações perpendiculares à trinca principal e Comparação das deformações na mesma velocidade.

As deformações analisadas neste estudo de caso são as, calculadas através da diferença de tamanho dos elementos, nas direções: de laminação da chapa, à 90° com relação à laminação da chapa, à 45° com relação à laminação da chapa e na espessura da chapa.

O valor da amplitude de deslocamento do punção nesta simulação foi fixado em 40 mm. A malha, que representa o tamanho dos elementos analisados na simulação, utilizada foi quadrangular de 4 mm para uma chapa de aço DP 600 com as dimensões de 200x200 mm com 1,5 mm de espessura. Os dados são os mesmos do modelo numérico do capítulo anterior.

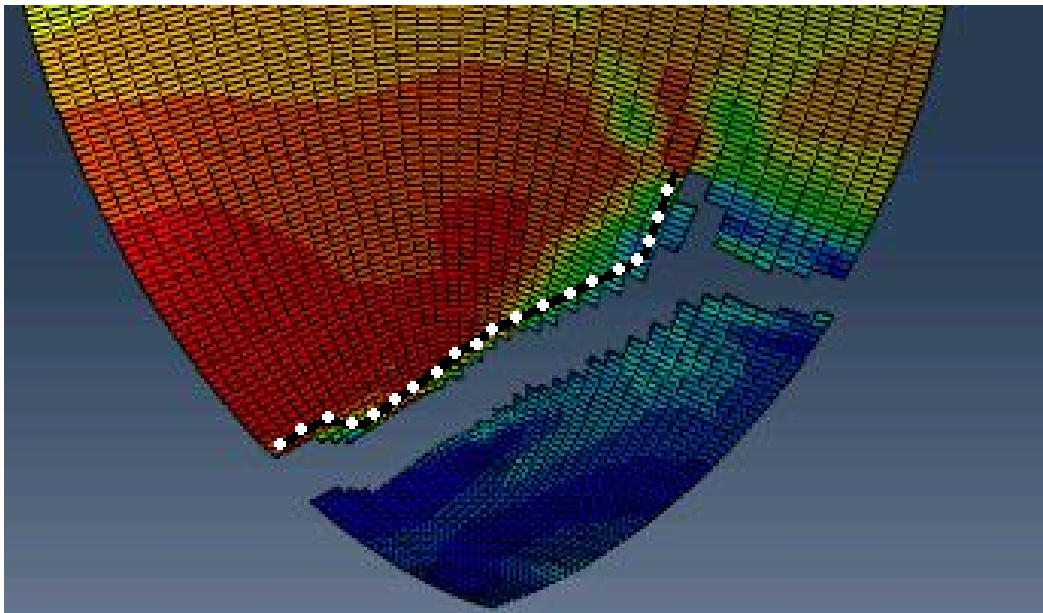
### 5.1 DEFORMAÇÕES PARALELAS À TRINCA PRINCIPAL

Esta região analisada foi escolhida por acompanhar a evolução da trinca principal. Os elementos escolhidos são aqueles mais próximos da trinca principal, mas sem fazer parte desta. Ou seja, imediatamente ao lado da ruptura. A Figura 19 mostra sequência de vinte pontos analisados nesta direção escolhida. Os vinte pontos são vinte elementos da malha simulada que foram analisados, em termos de deformações logarítmicas, nas quatro direções descritas anteriormente.

Quando ocorreu a ruptura na simulação, a escolha dos elementos se deu da mesma forma para outras velocidades. Ou seja, mais próximos da trinca principal, mas sem fazer parte desta. Quando não ocorreu a ruptura os elementos analisados,

foram escolhidos através de cálculo dos pontos médios das rupturas nas análises anteriores, visto que estes elementos são identificados por números que representam suas respectivas posições na malha simulada. Sendo assim, a escolha se dá em um ponto muito próximo da possível ruptura se prolongássemos a amplitude na simulação.

FIGURA 19: LOCALIZAÇÃO DOS ELEMENTOS ANALISADOS PARALELOS À TRINCA PRINCIPAL



FONTE: O autor (2016).

Com base na simulação apresentada no capítulo anterior, foram analisados os resultados, em termos de deformação, para as velocidades de interesse. A Tabela 4 mostra as velocidades simuladas e suas respectivas posições na iteração da simulação. Ou seja, a velocidade de 4 mm/s foi a primeira simulada e a velocidade de 1,135 foi a última. Esta última representa a velocidade ótima para este estudo. As demais velocidades são às intermediárias que levaram à otimização por este método.

É possível perceber que foi aplicada a metodologia para escolha dos valores das velocidades na simulação, de acordo com o que foi descrito no capítulo anterior. Sempre descartando o intervalo de não interesse.

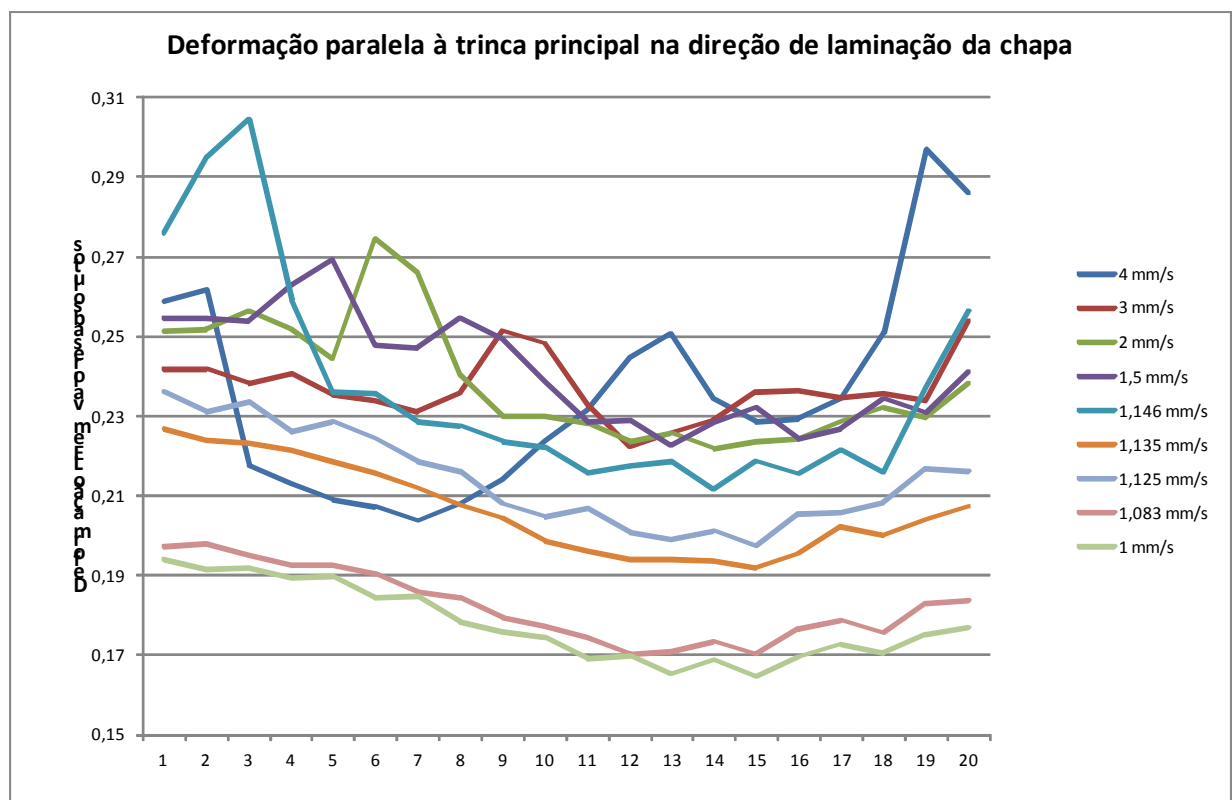
Os primeiros resultados apresentados na Figura 20 mostram a evolução da deformação paralela à trinca principal na direção de laminação da chapa, para sequência de vinte pontos analisados.

TABELA 4: VELOCIDADES UTILIZADAS NA SIMULAÇÃO E SUAS RESPECTIVAS POSIÇÕES NA ITERAÇÃO.

VELOCIDADE SIMULADA (mm/s)	POSIÇÃO NA ITERAÇÃO
4,000	1 <sup>a</sup>
3,000	3 <sup>a</sup>
2,000	4 <sup>a</sup>
1,500	5 <sup>a</sup>
1,146	8 <sup>a</sup>
1,135	9 <sup>a</sup>
1,125	7 <sup>a</sup>
1,083	6 <sup>a</sup>
1,000	2 <sup>a</sup>

FONTE: O autor (2016).

FIGURA 20: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS COM TODAS AS VELOCIDADES SIMULADAS



FONTE: O autor (2016).

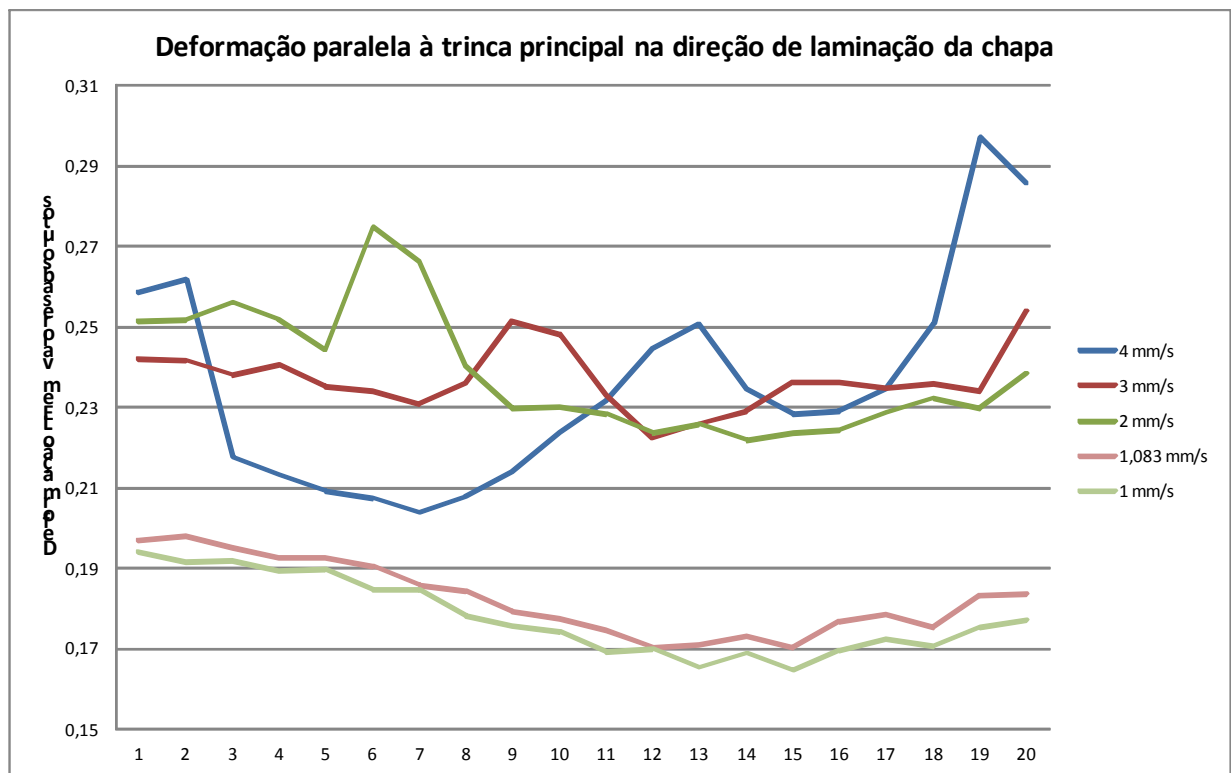
Todos os estudos, em termos de deformação, que serão apresentados neste capítulo foram desenvolvidos com base em vinte pontos, independente da posição na

malha ou direção de laminação da chapa. As nove velocidades apresentadas foram avaliadas nestes vinte pontos. Entretanto, em análise sobre a Figura 20, fica evidente a necessidade de comparação com um número menor de velocidades para melhorar a visualização da evolução das deformações no estudo de caso em questão.

Sendo assim, nas próximas análises, ocorrerão escolhas sobre quais velocidades serão comparadas em cada figura. Sempre respeitando o interesse de avaliar a uniformidade na deformação da malha em função da variação das velocidades.

A Figura 21 mostra as mesmas deformações da Figura 20 com um número reduzido de velocidades simuladas.

FIGURA 21: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

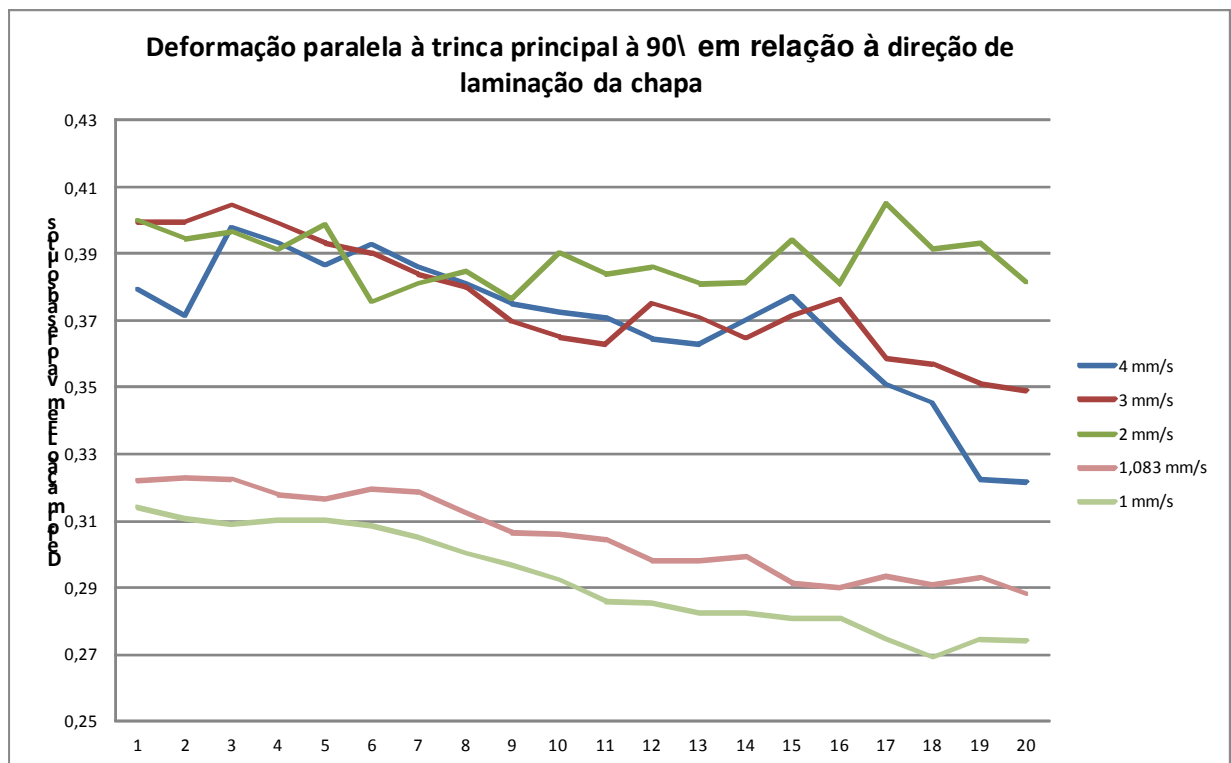
Os resultados apresentados na Figura 21 mostram que a deformação logarítmica (deformação LE) em valores absolutos é menor para as velocidades menores, de 1 mm/s e 1,083 mm/s. As velocidades de 4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s

apresentam uma deformação maior e com grande oscilação em todos os vinte elementos da malha analisados ao longo desta direção.

Sendo assim, é possível dizer que para este estudo de caso e com base nas configurações da simulação apresentadas na Figura 21, as velocidades menores apresentaram maior uniformidade na evolução da deformação.

A próxima análise da evolução da deformação paralela à trinca principal é feita à 90° em relação à direção de laminação da chapa, com seus resultados apresentados na Figura 22.

FIGURA 22: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



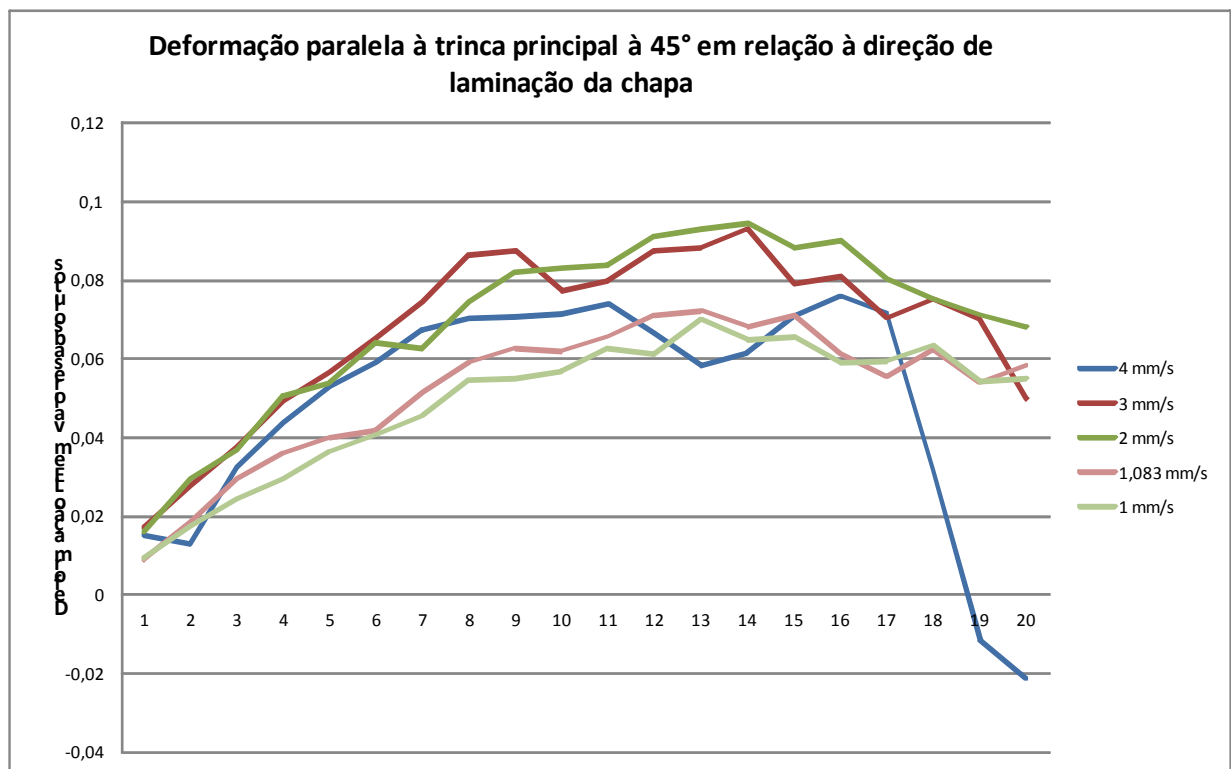
FONTE: O autor (2016).

Os resultados apresentados na Figura 22 mostram que a deformação logarítmica, mais uma vez, apresenta valores maiores e menos uniformes para as velocidades de 4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s em comparação às velocidades de 1 mm/s e 1,083 mm/s.

A Figura 23 apresenta a evolução da deformação paralela à trinca principal à 45° em relação à direção de laminação da chapa, para sequência de vinte pontos analisados.

Nesta situação as diferenças em termos de deformações diminuíram entre as velocidades simuladas. Mesmo apresentando deformações um pouco menores para velocidades menores, é possível verificar uma evolução da deformação mais uniforme nesta direção, quando ocorre uma comparação ponto a ponto entre as velocidades simuladas.

FIGURA 23: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



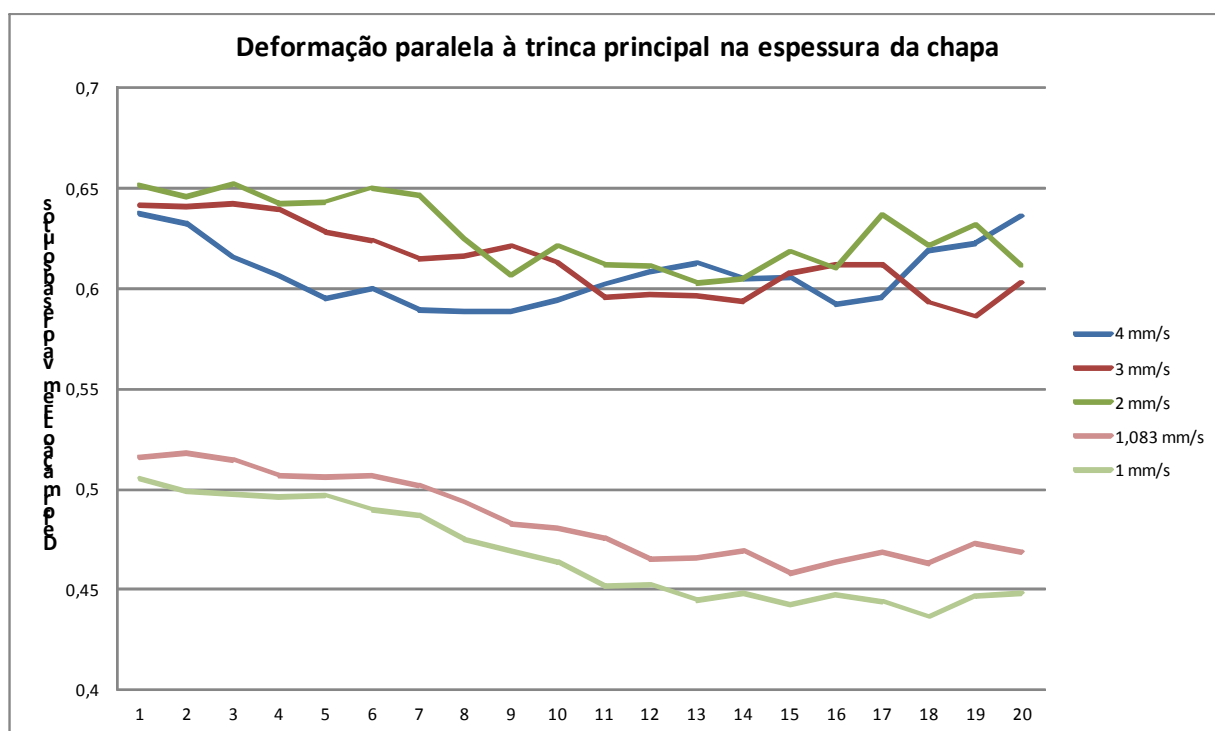
FONTE: O autor (2016).

Entretanto, a velocidade de 4 mm/s, que é a maior, não acompanha as demais em relação à uniformidade da evolução na deformação. Apresentando, inclusive, uma discrepância nos últimos pontos de análise, chegando a valores negativos que podem representar uma distorção na tendência de evolução com possível explicação pela ruptura de forma mais violenta nesta maior velocidade, como mostra a análise do capítulo anterior.

A análise da evolução da deformação nos vinte pontos de interesse em relação à espessura da chapa é apresentada na Figura 24. Para esta condição, a simulação obtém valores negativos, através dos dados de saída do software utilizado, pois se trata de uma redução de espessura. Entretanto, para apresentação dos resultados em forma gráfica, optou-se por omitir o sinal negativo e ressaltar que ocorreu uma redução na espessura nos elementos, da malha analisada, paralelos à trinca principal.

É possível observar que para as velocidades menores (1 mm/s e 1,083 mm/s) a deformação fica entre 45% e 50% na média dos pontos analisados. Já para as velocidades maiores (4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s) na maioria dos pontos analisados a redução de espessura é superior a 60%.

FIGURA 24: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL EM RELAÇÃO À ESPESSURA DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Sendo assim, para as quatro análises apresentadas nesta seção, que trata da deformação paralela à trinca principal, nota-se que as maiores velocidades

apresentaram deformação maior e menos uniforme em todas as direções (de laminação, 90° e 45°) e na espessura.

Então, é sugerida uma análise simultânea destas deformações descrita nesta seção sobre um único elemento da malha. Quando analisamos o 16° elemento deste estudo se obtém os seguintes resultados para as velocidades de 4 mm/s e 1 mm/s que são apresentados na Tabela 5. Os valores absolutos foram transformados em percentuais.

TABELA 5: COMPARATIVO ENTRE AS DEFORMAÇÕES, EM PERCENTUAL, DAS VELOCIDADES DE 4 mm/s e 1 mm/s, PARALELAS À TRINCA PRINCIPAL

	VELOCIDADE	DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL			
		0°	90°	45°	ESPESSURA
	4 mm/s	22,91%	36,31%	7,58%	59,24%
	1 mm/s	16,95%	28,09%	5,89%	44,73%

FONTE: O autor (2016).

Fica evidente que esta análise de um elemento que faz parte de malha simulada apresenta deformações significativamente maiores quando simulado com uma velocidade maior, e que levou a uma ruptura abrupta. Por outro lado, a velocidade menor apresenta sempre menores deformações e não leva a uma ruptura, mesmo sendo simulada sob as mesmas condições e configurações do ensaio, tais como: característica da ferramenta, força do ensaio, característica do corpo de prova e profundidade do ensaio.

Sugerir que velocidades menores de conformação na simulação levam a melhores resultados finais de um produto conformado, com base nos dados apresentados nesta seção e na metodologia aplicada para obtenção destes dados, é um fator inovativo.



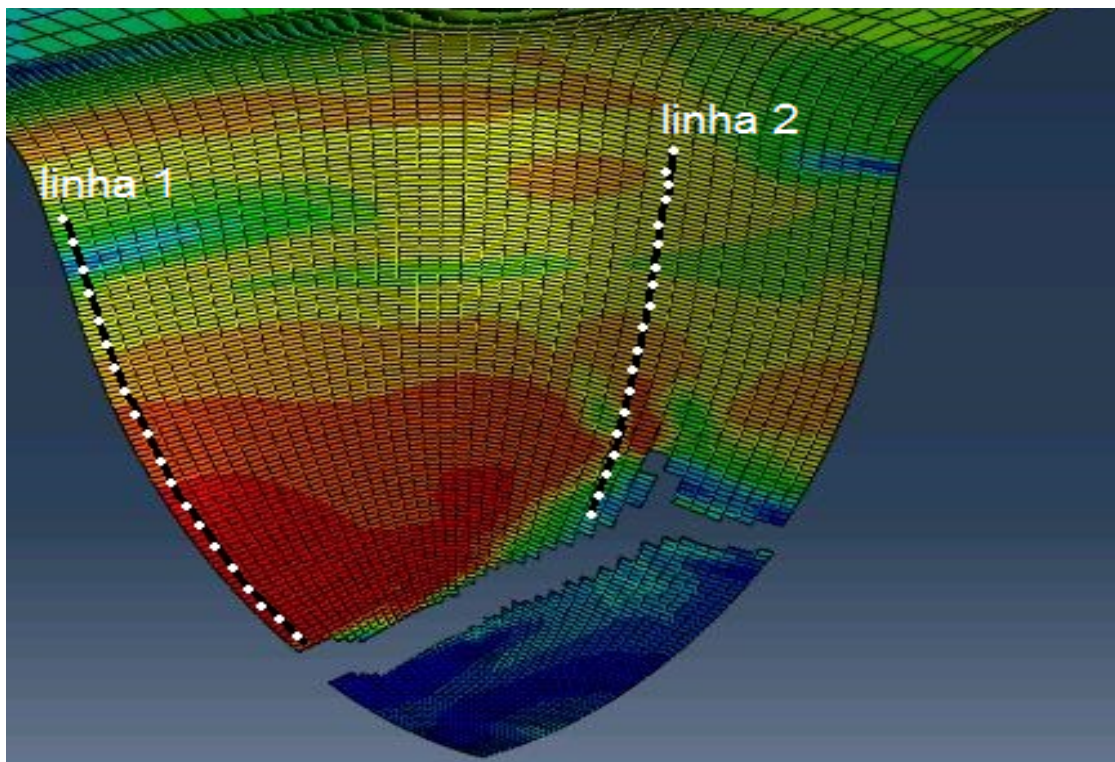
## 5.2 DEFORMAÇÕES PERPENDICULARES À TRINCA PRINCIPAL

Nesta seção a análise da deformação será realizada considerando as mesmas condições quanto à amplitude de deslocamento e características do material simulado, como apresentado no início deste capítulo.

As deformações analisadas continuam sendo as deformações logarítmicas nas direções: de laminação da chapa, à 90° com relação à laminação da chapa, à 45° com relação à laminação da chapa e na espessura da chapa.

A Figura 25 apresenta o posicionamento de dois caminhos de conformação, perpendiculares à trinca principal, que mostram as sequências de pontos analisados. Estes caminhos foram escolhidos, pois o caminho à esquerda (linha 1) está alinhado com a falha principal e o caminho à direita (linha 2) é paralelo à falha que se forma de maneira secundária e perpendicular à falha principal.

FIGURA 25: LOCALIZAÇÃO DOS ELEMENTOS ANALISADOS PERPENDICULARES À TRINCA PRINCIPAL



FONTE: O autor (2016).

Cada caminho de conformação teve 20 pontos analisados para apresentação das deformações em formato gráfico.

Para análise e apresentação dos resultados em formato gráfico, é necessário diferenciar estes dois caminhos de conformação atribuindo o nome de linha 1 ao caminho de conformação à esquerda da Figura 25 e linha 2 ao caminho de conformação à direita na mesma figura.

#### 5.2.1 Na direção de laminação da chapa

Nesta primeira análise dos resultados em termos de deformação nesta seção, serão apresentadas as deformações dos dois caminhos de conformação com a mesma velocidade de simulação.

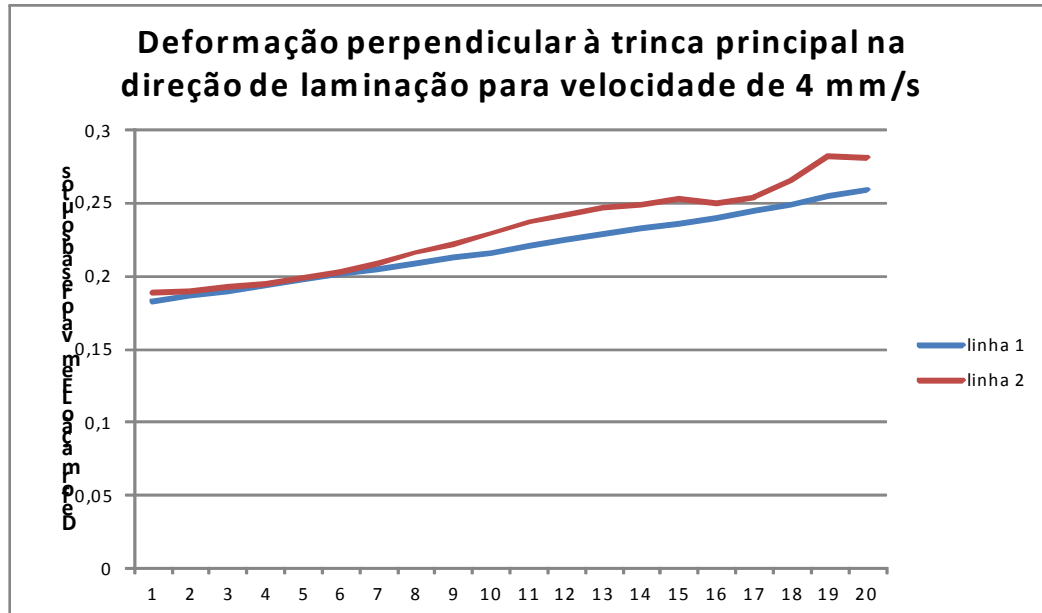
Para tanto, é necessário fixar os valores mínimos e máximos das deformações absolutas (eixo vertical) com os mesmos valores (entre 0 e 0,3) para as velocidades analisadas nesta simulação (4mm/s, 3 mm/s, 2 mm/s, 1,083 mm/s e 1 mm/s), com o objetivo de melhorar a visualização dos resultados e percebimento das diferenças entre as deformações para velocidades diferentes.

A sequência dos vinte pontos analisados nesta seção foi escolhida de tal forma que a análise seja em direção da trinca. Ou seja, o primeiro ponto é o mais afastado da trinca principal e o vigésimo ponto é o mais próximo da trinca principal. Esse procedimento foi adotado tanto para linha 1 quanto para linha 2.

A Figura 26 mostra os resultados da simulação para deformação ao longo da direção perpendicular à trinca principal na direção de laminação para a velocidade de 4 mm/s.

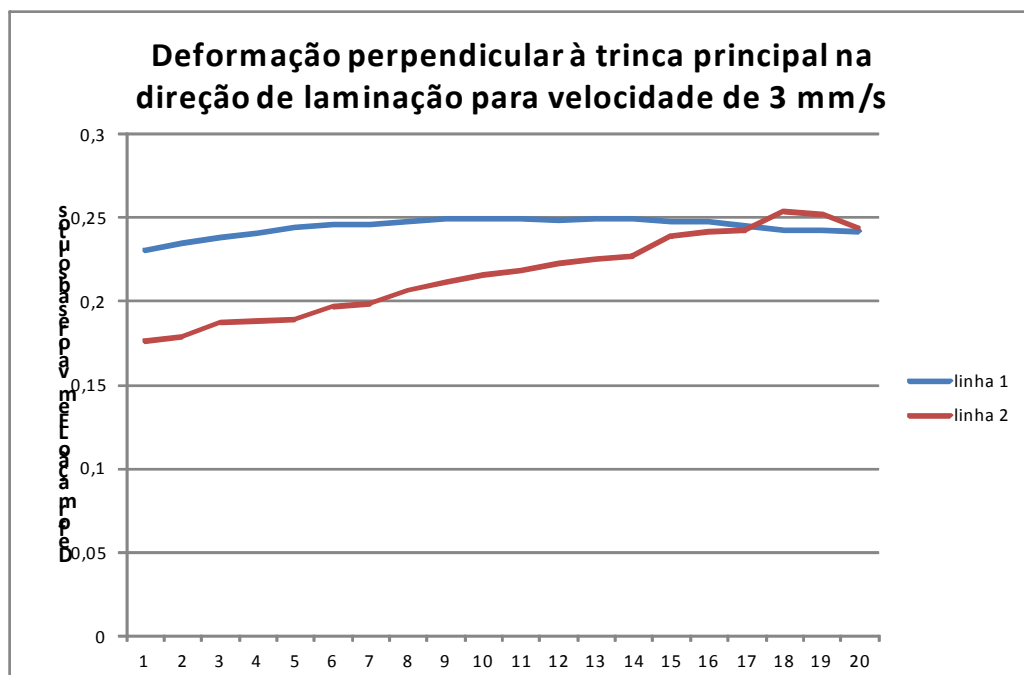
É possível perceber que nos pontos iniciais a deformação é praticamente a mesma nas linhas 1 e linha 2. Entretanto, a partir deste momento há uma diferença entre as deformações destas duas linhas, que tendem a aumentar à medida que a análise se aproxima da trinca.

FIGURA 26: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor(2016).

FIGURA 27: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



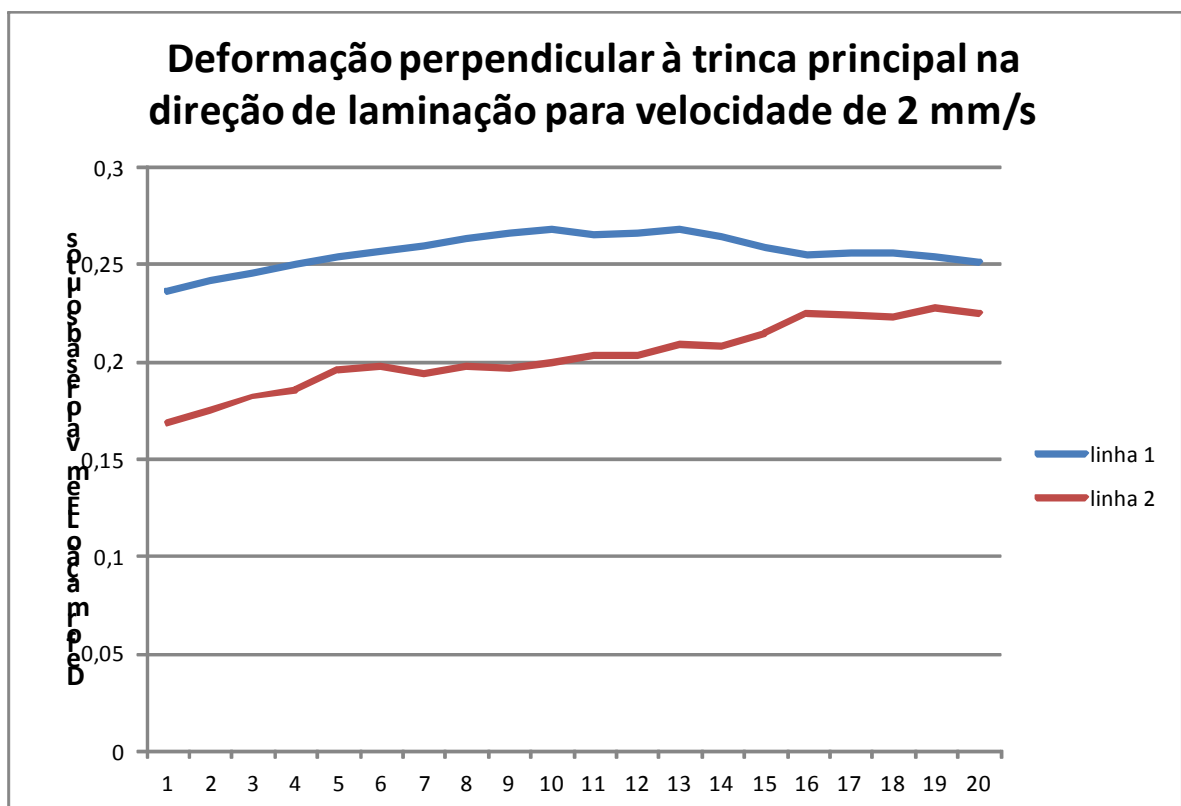
FONTE: O autor (2016).

A comparação entre as deformações na direção de laminação dos elementos analisados na linha 1 e na linha 2, para a velocidade de 3 mm/s, pode ser visualizada na Figura 27.

Nesta condição as deformações têm diferenças maiores quando comparadas ao resultado anterior para velocidade de 4 mm/s.

Uma análise ponto a ponto sobre esta condição apresentada na Figura 27 mostra que a partir do décimo quinto ponto as deformações da linha 1 e da linha 2 são aproximadamente as mesmas. Chegando a linha 2 ser centésimos maior que a linha 1 em valores absolutos de deformação. Esta deformação maior na linha 2 só pode ser observada para velocidade 4 mm/s e aos pontos mais próximos da trinca principal para velocidade de 3 mm/s, em todo estudo de simulação desta seção.

FIGURA 28: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Sendo assim, pode-se dizer que ao se aproximar da trinca principal, a deformação absoluta para uma velocidade de 3 mm/s apresentou-se praticamente a mesma para as duas diferentes linhas de conformação.

A Figura 28 apresenta as deformações para os vinte pontos analisados na simulação perpendicular à trinca principal na direção de laminação da chapa para a velocidade de 2 mm/s.

Para esta condição apresentada na Figura 28 é possível verificar uma tendência de deformações parecidas nas duas linhas de conformação simuladas.

Apesar de existir uma diferença de deformação de aproximadamente 7 % em valores percentuais em alguns pontos, existe uma tendência desta diferença em permanecer dentro deste valor.

Entretanto, 7 % não pode ser considerado um valor pequeno tendo em vista que a máxima deformação percentual verificada nesta condição foi de aproximadamente 27 %.

As próximas duas figuras apresentam as deformações em valores absolutos para análise perpendicular à trinca principal na direção de laminação da chapa para velocidades de 1,083 mm/s e 1 mm/s, que são as Figuras 29 e 30, respectivamente.

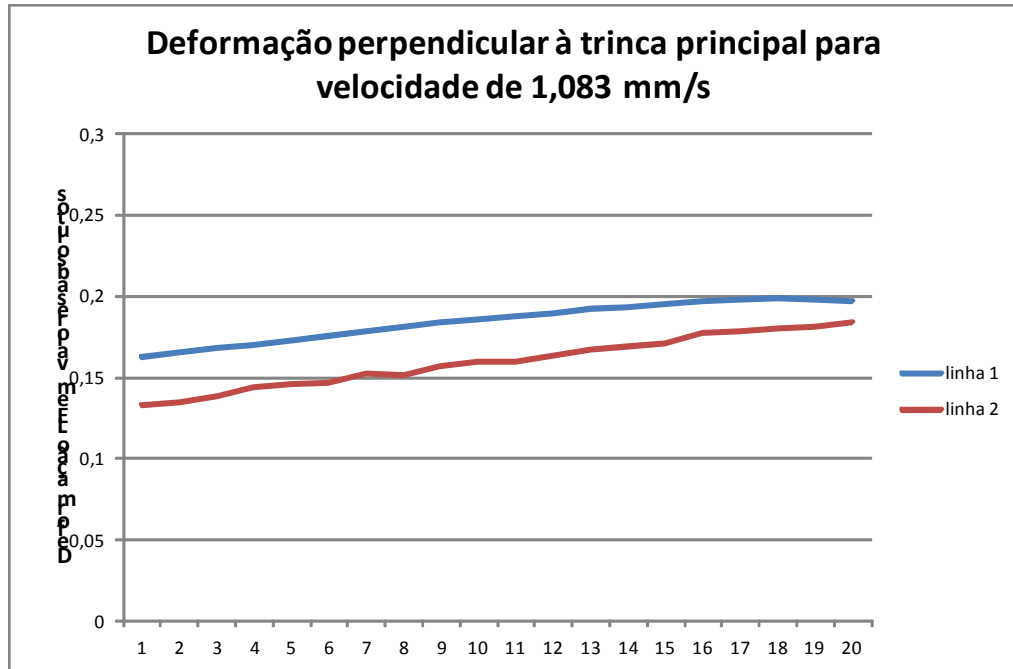
Estas duas análises estão sendo tratadas juntas, neste momento, pois apresentam resultados muito similares.

É possível observar que as diferenças entre a deformação da linha 1 e da linha 2 são praticamente as mesmas nas Figuras 29 e 30. O mesmo pode-se falar sobre a evolução destas deformações à medida que a análise se aproxima da trinca principal, ou seja, o que ocorre com as deformações quando a análise parte do primeiro ponto para o vigésimo ponto o comportamento da deformação nestas duas velocidades é muito parecido.

Também pode-se notar que a deformação na linha 1 é levemente superior à deformação na linha 2 em ambos os casos.

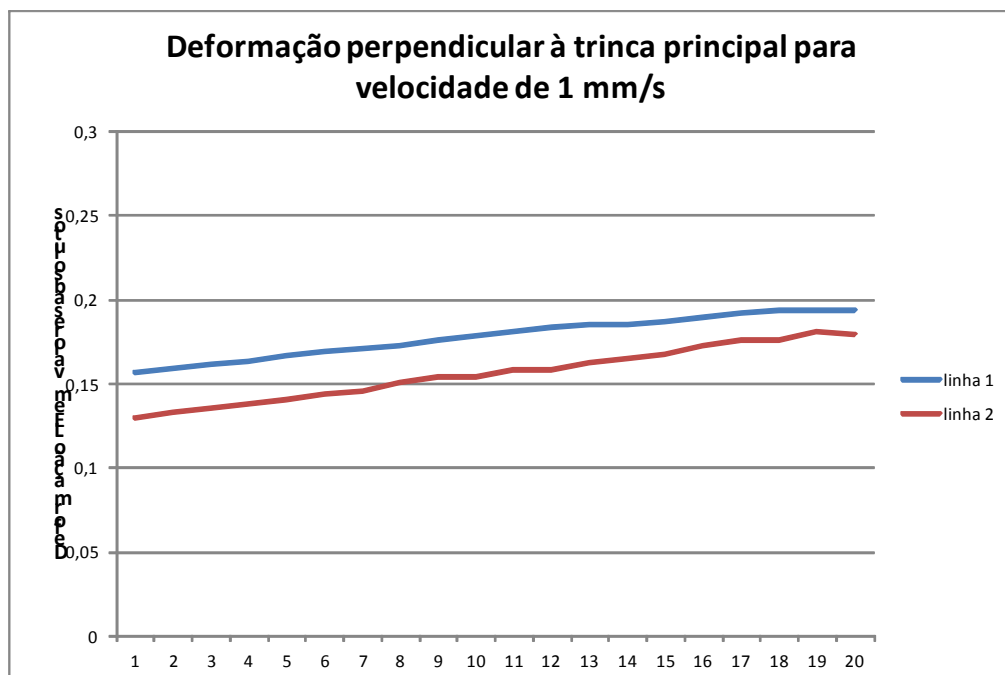
A análise da deformação perpendicular à trinca principal na direção de laminação da chapa pode ser feita, em comparação das cinco velocidades de interesse, através das duas linhas de conformação, para obter resultados que possam ajudar na avaliação da uniformidade na evolução do dano na conformação de chapas deste estudo de caso.

FIGURA 29: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

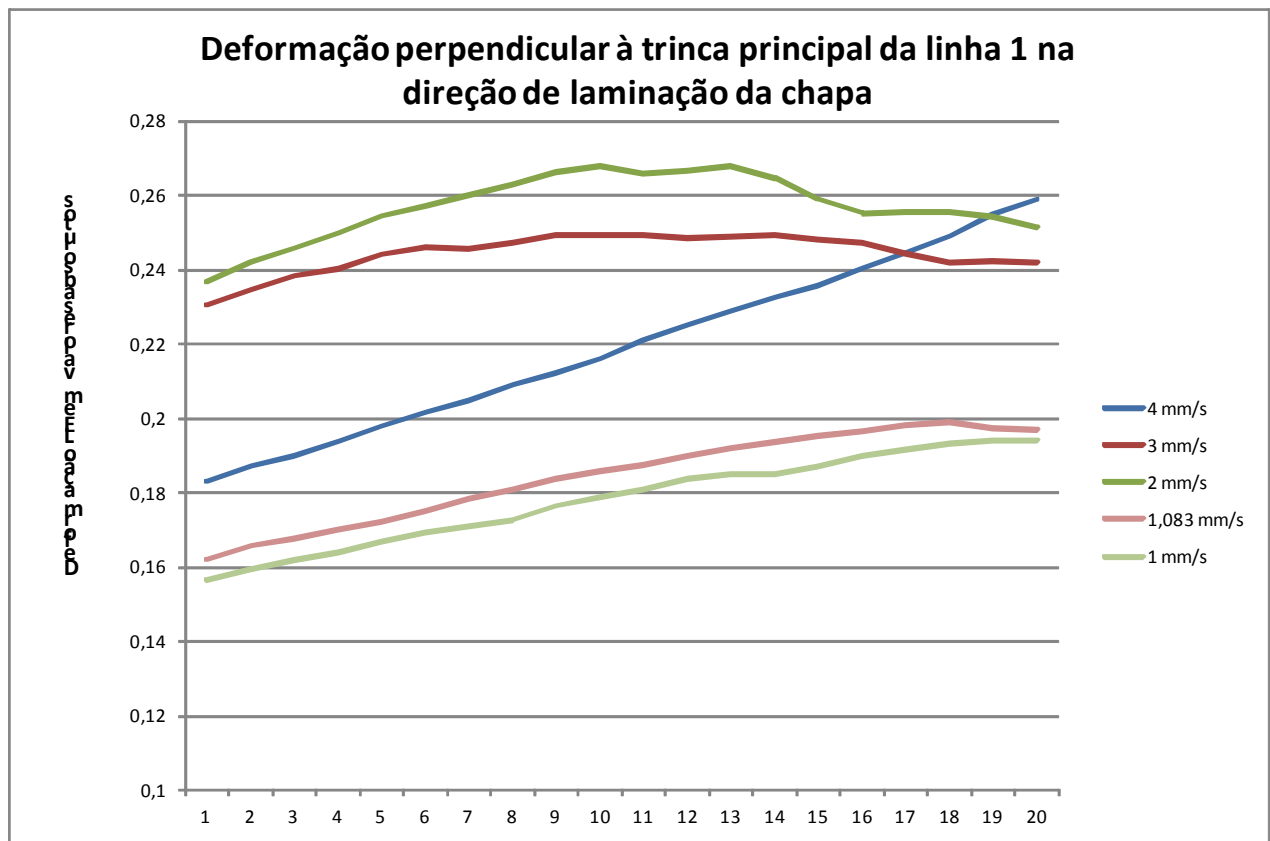
FIGURA 30: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

A Figura 31 mostra a evolução da deformação perpendicular à trinca principal na linha 1 na direção de laminação da chapa.

FIGURA 31: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

É possível observar que as menores velocidades (1 mm/s e 1,083 mm/s) apresentam deformações menores quando comparadas às velocidades maiores (4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s). Inclusive, para este caso, a velocidade de 2 mm/s apresenta valores maiores que às velocidades de 3 e 4 mm/s.

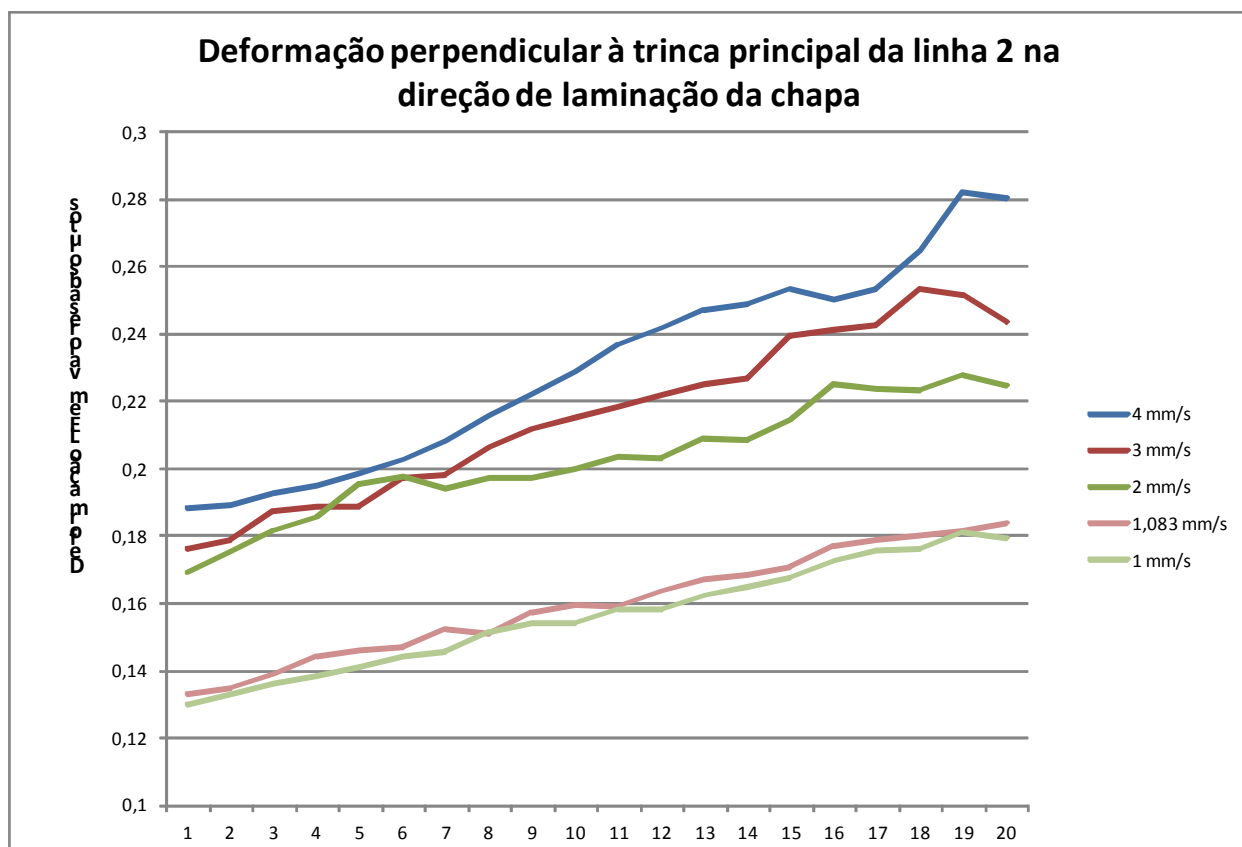
Nota-se que a deformação nas velocidades menores cresce à medida que os pontos analisados se aproximam da trinca principal. Entretanto, este crescimento é bem menor quando comparado à velocidade de 4 mm/s.

Esta análise pode representar uma maior uniformidade da evolução da deformação para velocidades de conformação menores.

Também pode-se notar que as velocidades de 3 mm/s e 2 mm/s não apresentam uniformidade na evolução da deformação quando comparadas às demais velocidades de simulação para este caso apresentado na Figura 31.

A mesma análise anterior pode ser feita sobre a linha de conformação denominada linha 2. A Figura 32 apresenta os resultados da simulação para a evolução da deformação perpendicular à trinca principal na linha 2, na direção de laminação da chapa para os vinte elementos analisados.

FIGURA 32: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 NA DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Esta análise feita sobre a linha 2 reforça a hipótese de maior uniformidade na deformação para velocidades menores de conformação. Pois, é possível perceber que para as velocidades de 1 mm/s e 1,083 mm/s as deformações nos vinte pontos analisados são muito próximas em valor absoluto.



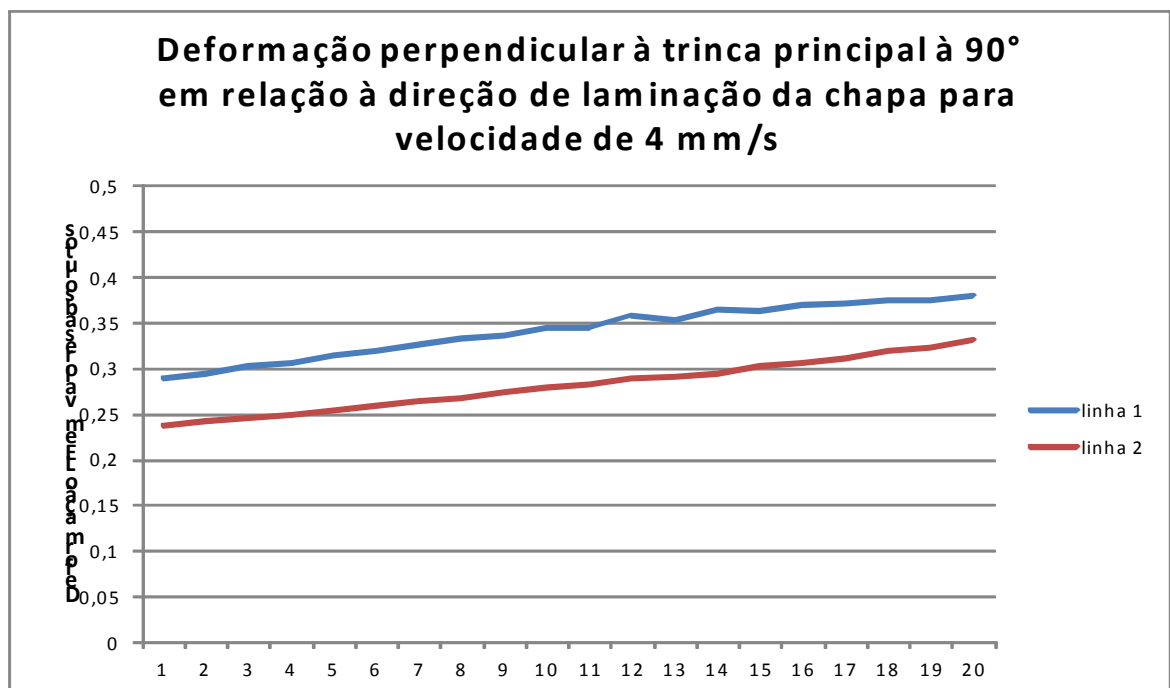
Entretanto, na linha 2 a deformação para as velocidades maiores, que iniciam, de certa forma, parecidas, terminam com valores mais dispersos. Ou seja, nos primeiros pontos de análise, mais afastados da trinca principal, as velocidades de 4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s apresentam diferenças menores quando comparadas aos últimos pontos analisados, mais próximos da trinca principal.

Sendo assim, para este caso, as velocidades maiores apresentaram menor uniformidade na evolução da deformação.

### 5.2.2 À 90° com relação à direção de laminação da chapa

Para as deformações perpendiculares à trinca principal à 90° com relação à direção de laminação, serão apresentados os resultados para as mesmas velocidades de 4 mm/s, 3 mm/s, 2 mm/s, 1,083 mm/s e 1 mm/s. Todos os resultados gráficos, da deformação absoluta, serão apresentados entre 0 e 0,5 para melhor visualização e análise.

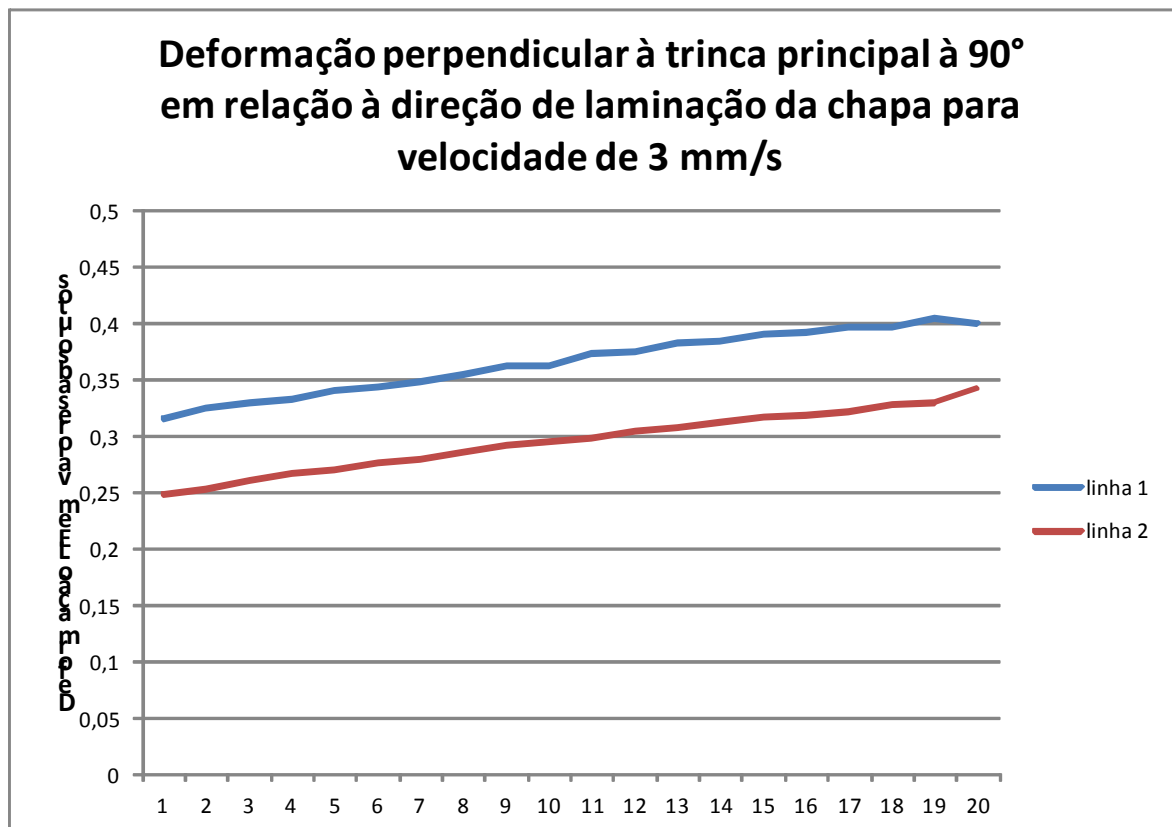
FIGURA 33: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

A Figura 33, 34, 35, 36 e 37 apresentam os resultados da evolução das deformações absolutas para a velocidade de 4 mm/s, 3 mm/s, 2mm/s, 1,083 mm/s e 1 mm/s, respectivamente.

FIGURA 34: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS

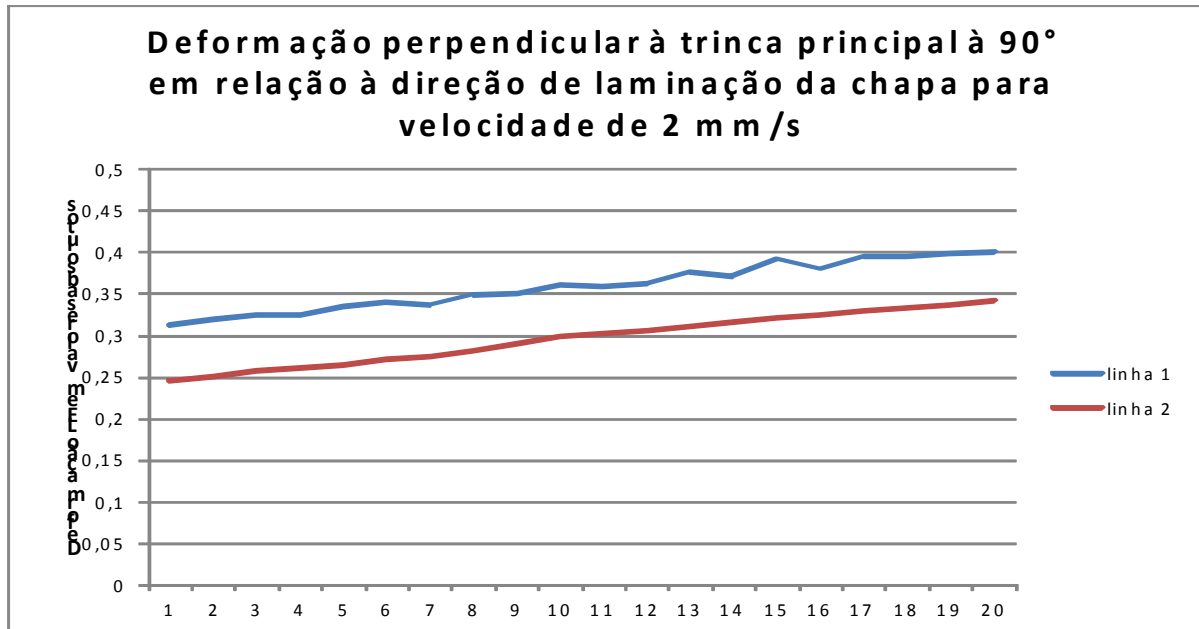


FONTE: O autor (2016).

É possível verificar uma tendência na evolução da deformação absoluta para estas velocidades. Entretanto existe uma sensível diferença nos valores da deformação.

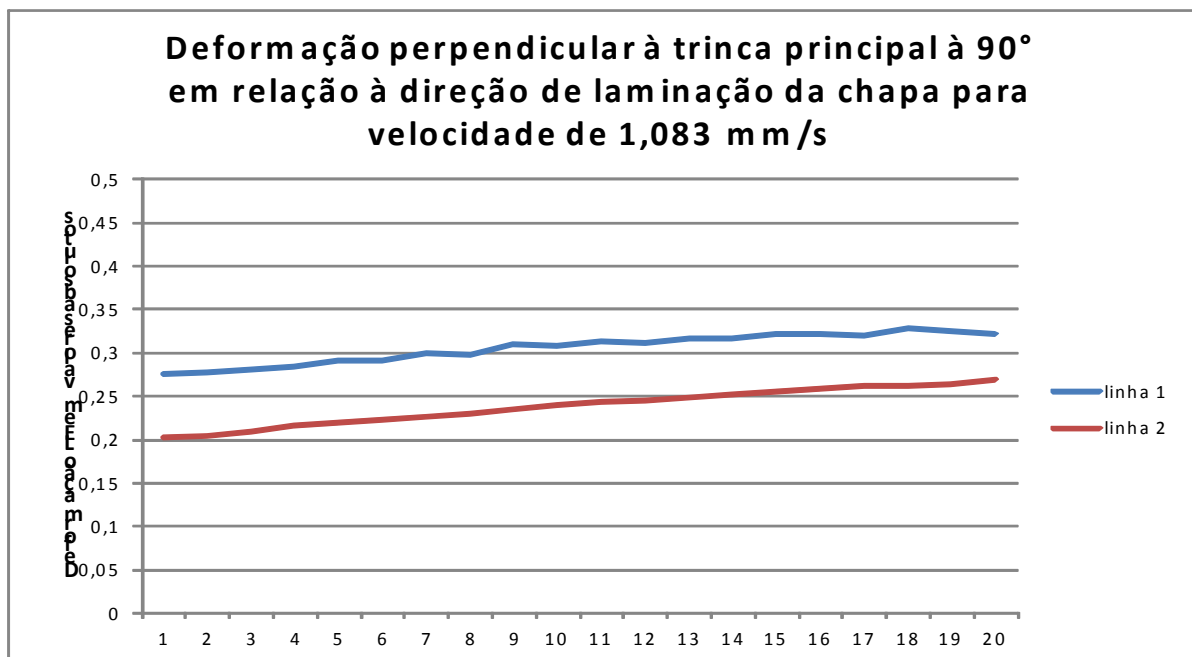
Sendo assim, pode-se dizer que para esta direção a uniformidade não apresenta grandes variações.

FIGURA 35: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



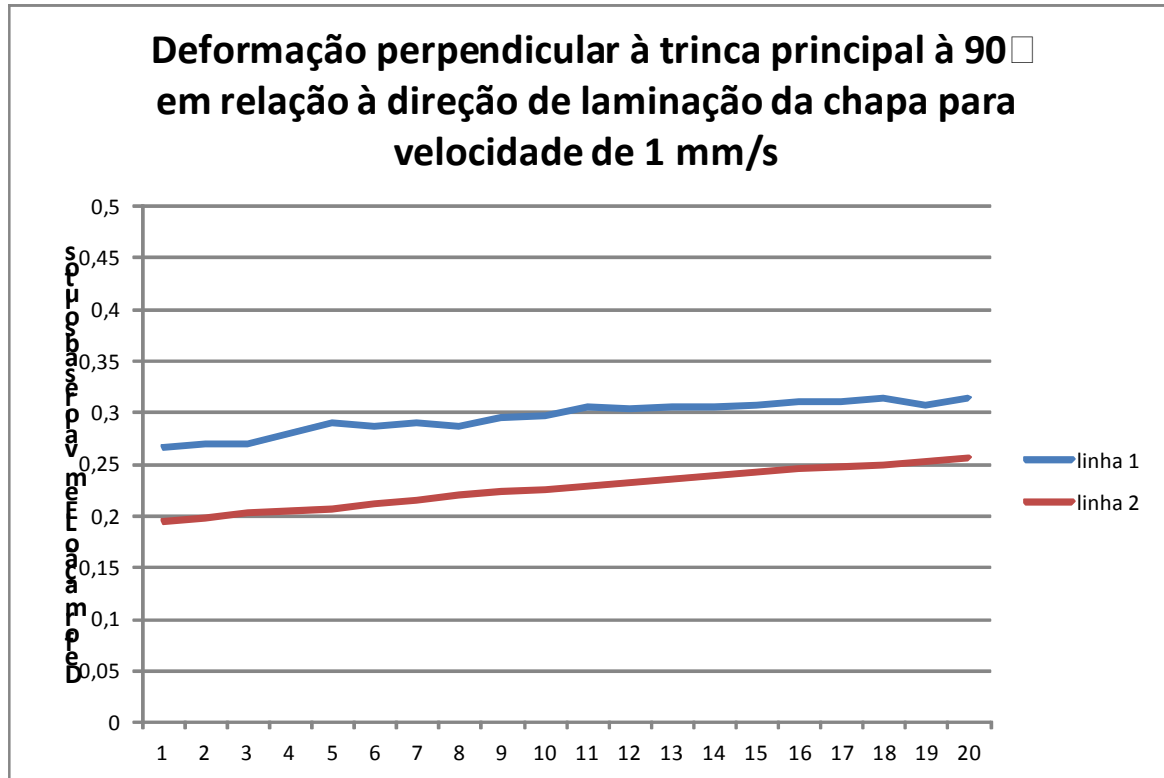
FONTE: O autor (2016).

FIGURA 36: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

FIGURA 37: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 90° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



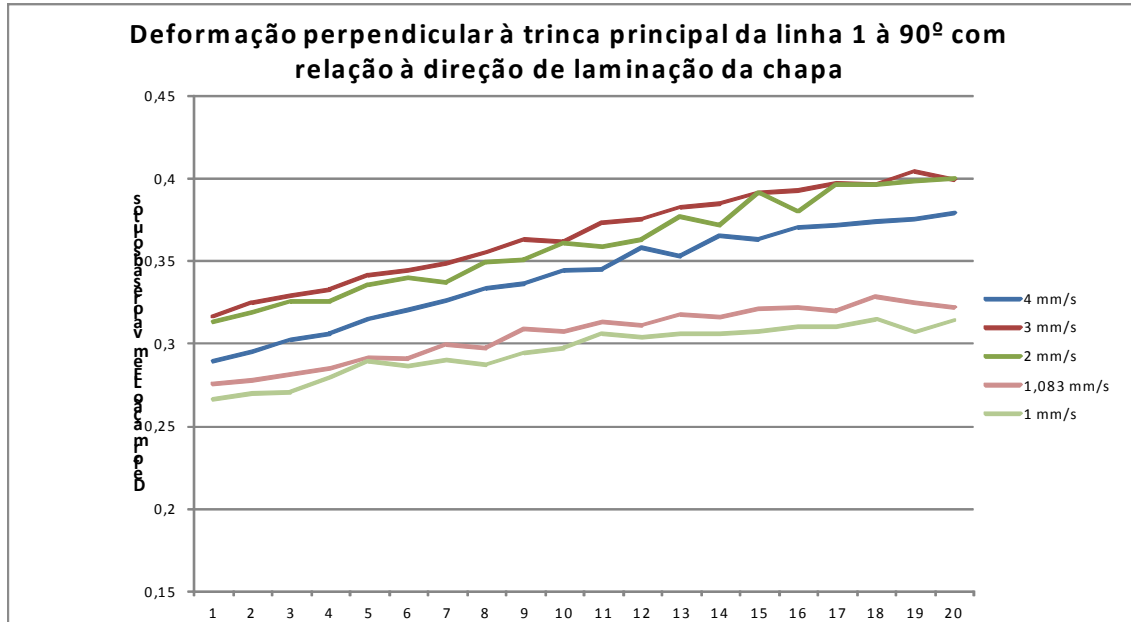
FONTE: O autor (2016).

As Figuras 38 e 39 mostram o comparativo das deformações, para os vinte pontos analisados, para as velocidades de interesse neste estudo de caso, nas linhas 1 e 2, respectivamente.

Os valores máximos e mínimos da deformação absoluta das Figuras 38 e 39 foram ajustados entre 0,15 e 0,45, respectivamente, para que possa ser verificada a diferença entre os dois caminhos de conformação com um mesmo referencial. Neste caso a linha 2 apresenta valores de deformação menores e com menor variação ao longo dos vinte pontos analisados.

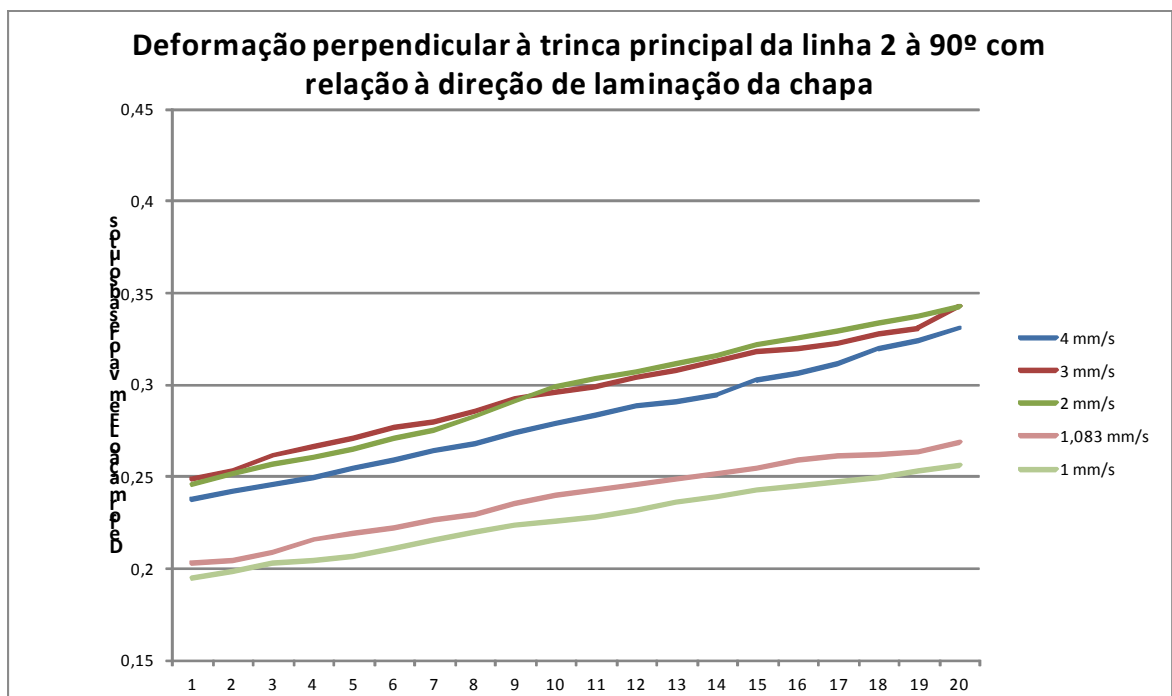
Apesar de todas as velocidades analisadas nesta seção apresentarem evolução com a mesma tendência, a diferença entre os valores de deformação absoluta das velocidades maiores em comparação às velocidades menores, continua existindo. Ou seja, as velocidades de 1 e 1,083 têm deformação menores.

FIGURA 38: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 À 90° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

FIGURA 39: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 À 90° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



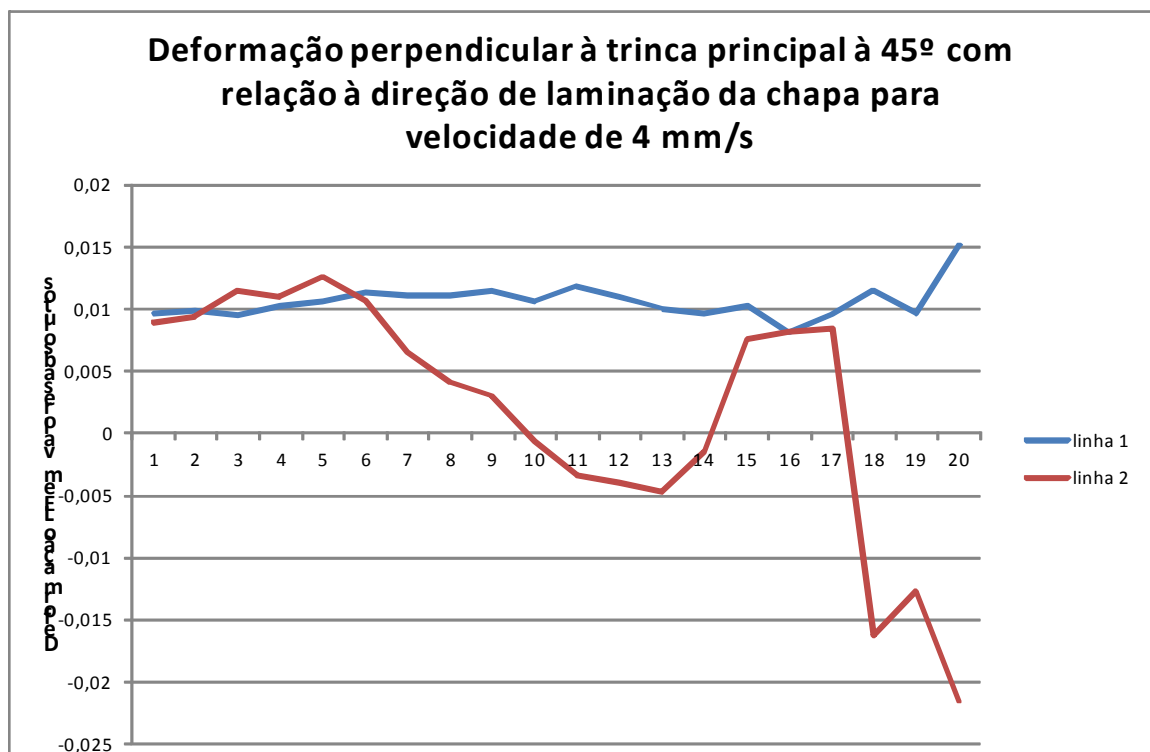
FONTE: O autor (2016).

A simulação, para esta seção apresenta uma menor uniformidade na deformação na linha 2 em comparação à linha 1. Este resultado sugere que fatores como: características do ferramental ou direção do esforço podem influenciar na uniformidade da deformação, pois os demais parâmetros simulados não variaram para estes dois caminhos de conformação analisados.

### 5.2.3 À 45° com relação à direção de laminação da chapa

Para as deformações absolutas apresentadas nesta seção, na forma gráfica, não foram fixados valores máximos e mínimos para as velocidades de interesse, pois os resultados que virão a seguir mostram grandes diferenças, inclusive com valores negativos. Isso pode estar ligado ao fato da velocidade de 4mm/s ser bem superior à velocidade ótima para este estudo, o que resultou em uma ruptura com esforço exagerado.

FIGURA 40: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



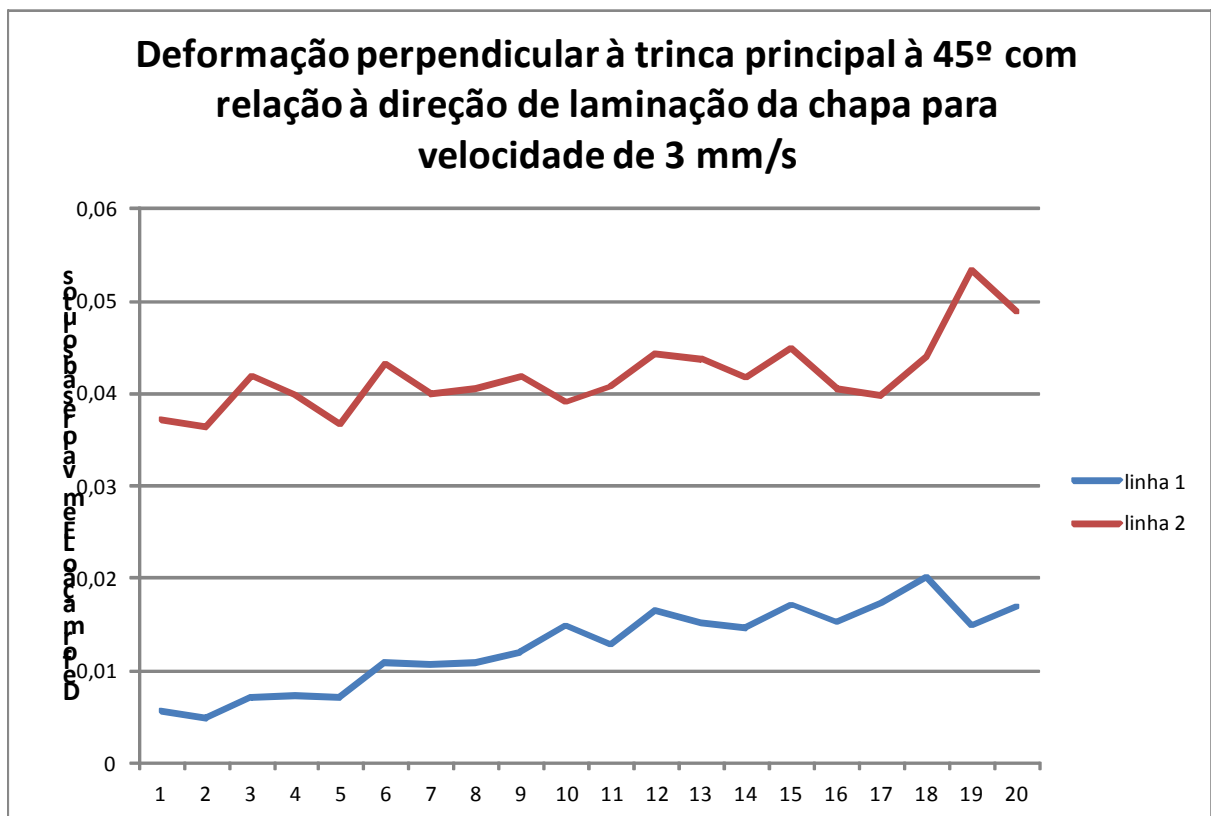
FONTE: O autor (2016).

A Figura 40 apresenta a evolução de deformação absoluta perpendicular à trinca principal à 45° em relação à direção de laminação para a velocidade de 4 mm/s.

É possível verificar uma grande diferença entre os dois caminhos de conformação representados pela linha 1 e linha 2. Também pode-se notar que a linha 2 não apresenta nenhuma uniformidade na evolução desta deformação ao longo dos vinte pontos analisados.

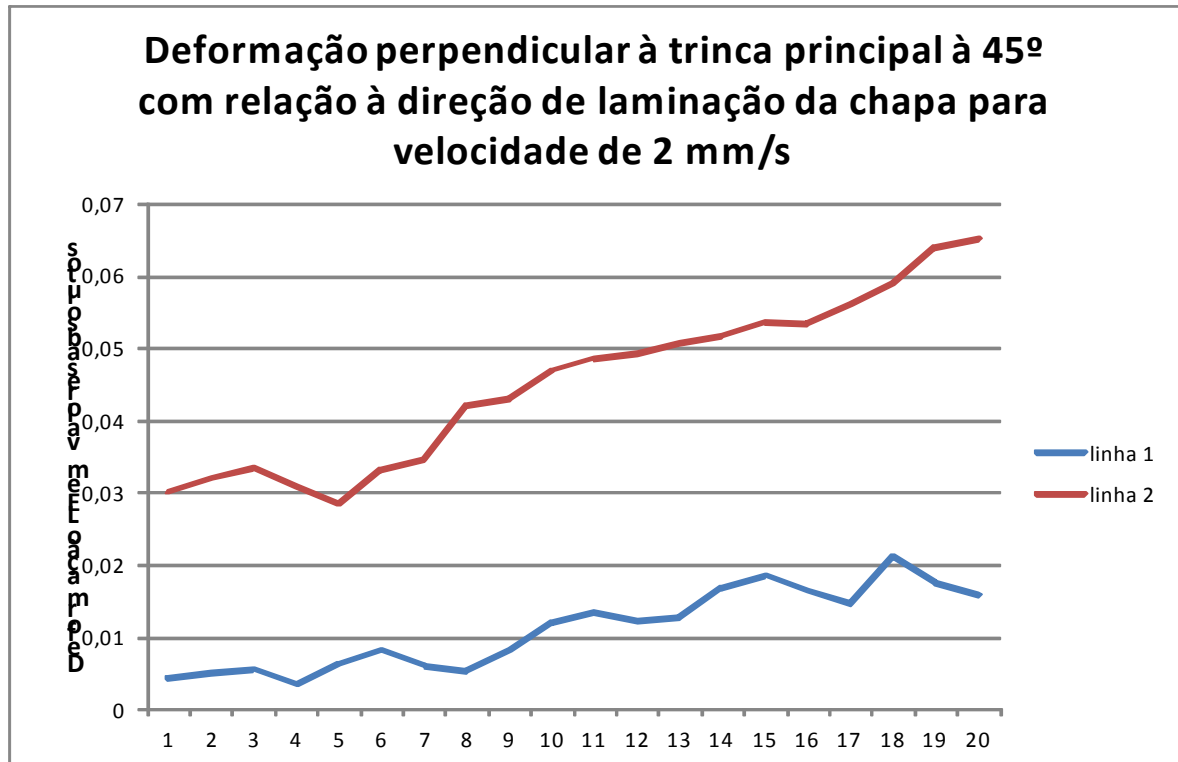
As Figuras 41, 42, 43 e 44 apresentam os resultados gráficos da evolução da deformação absoluta, para os vinte pontos analisados, para as velocidades de 3 mm/s, 2 mm/s, 1,083 mm/s e 1 mm/s, respectivamente.

FIGURA 41: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

FIGURA 42: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

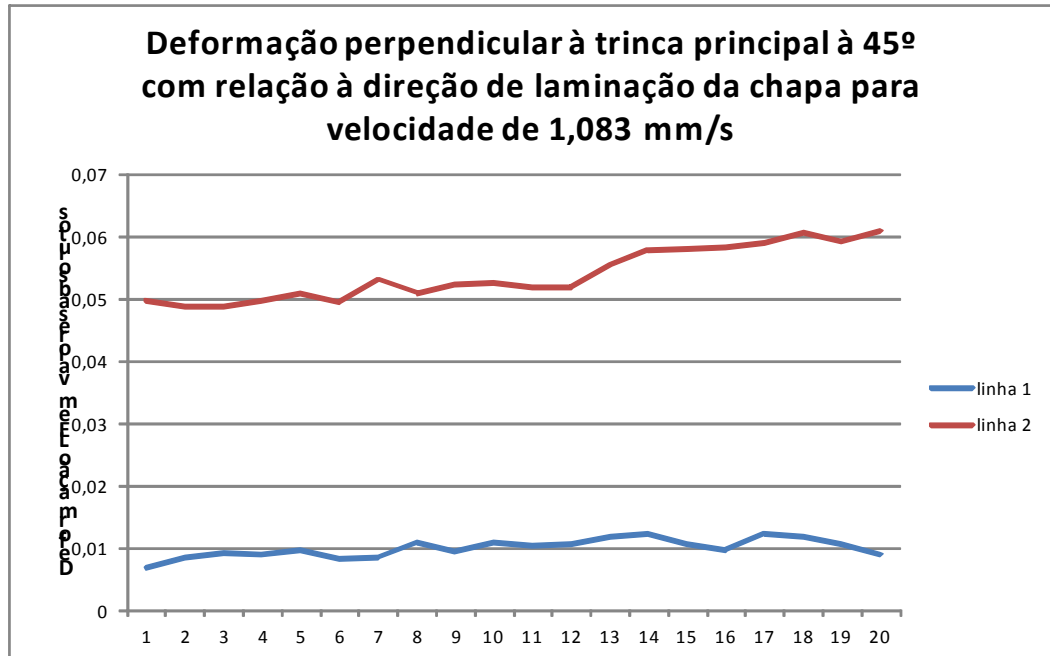
As velocidades de 3 mm/s e 2 mm/s, para as deformações desta seção, apresentam alguma tendência de evolução entre as linhas 1 e 2. Entretanto existe uma diferença considerável em termos de valores, principalmente quando considerado o percentual de evolução entre estes dois caminhos de conformação para as mesmas velocidades.

As Figuras 43 e 44 apresentam uma uniformidade maior entre os caminhos de conformação, quando comparados entre estas duas velocidades. Ou seja, a linha 1 para a velocidade de 1,083 mm/s tem valores muito parecidos com a linha 1 da velocidade de 1 mm/s. Esse resultado também pode ser notado para a linha 2.

Mesmo os valores de deformação sendo consideravelmente pequenos para estes casos, a diferença entre as deformações absolutas é de aproximadamente cinco vezes entre os dois caminhos de conformação para estas duas velocidades.

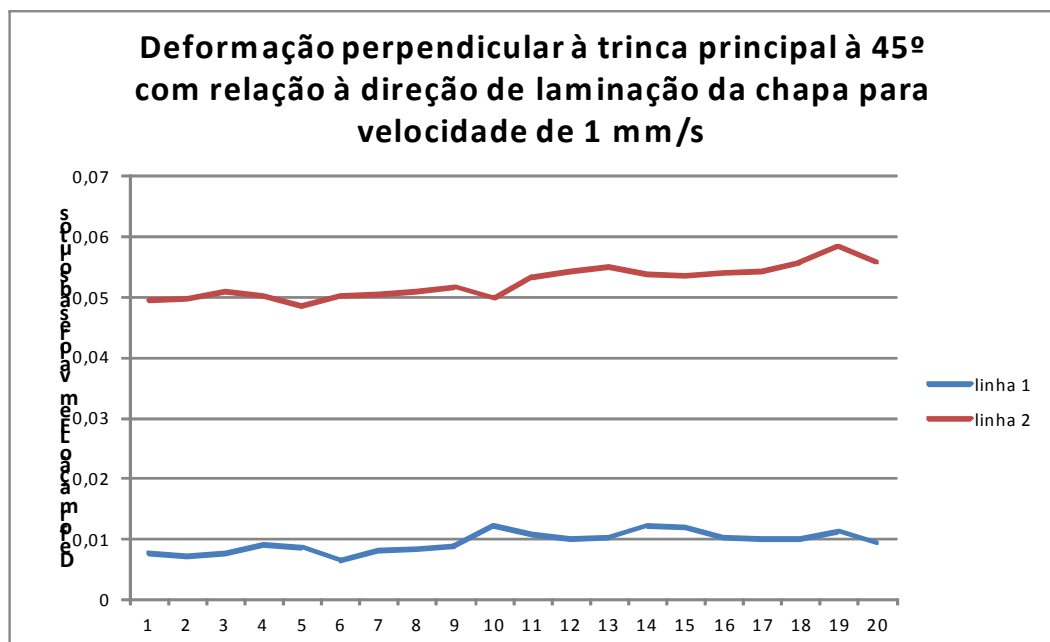


FIGURA 43: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARASEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

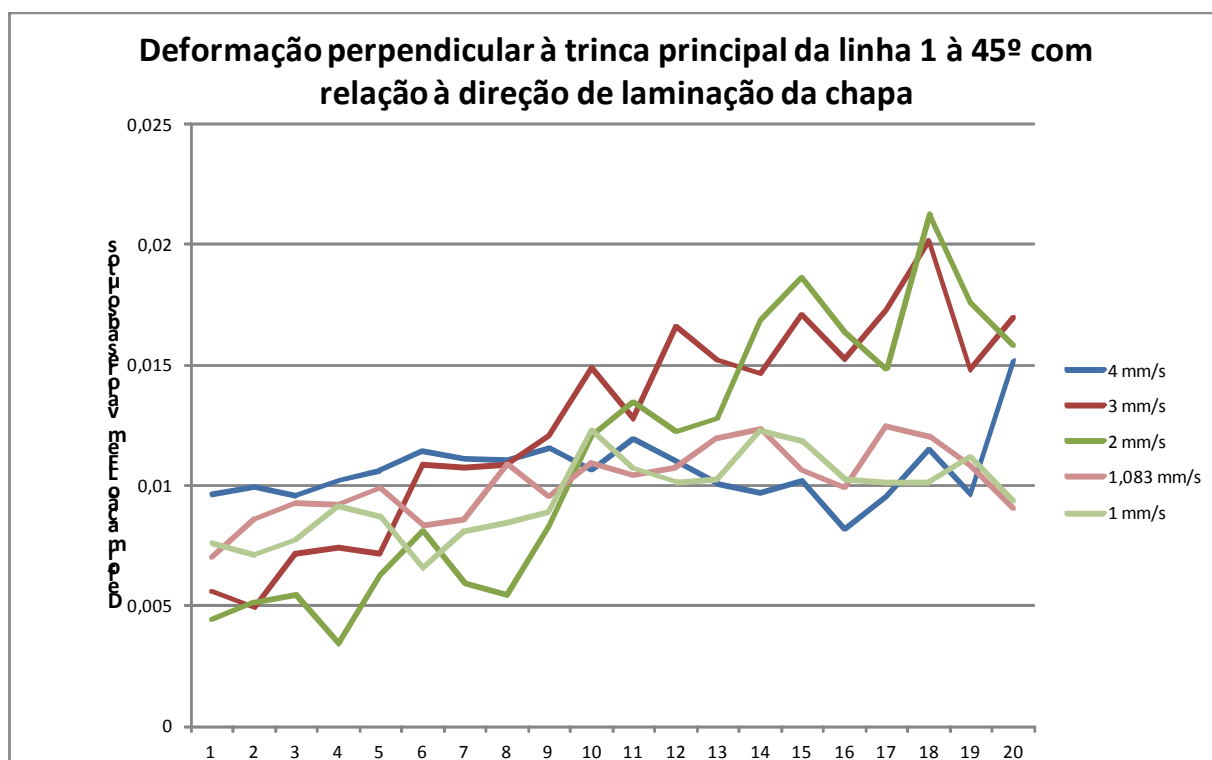
FIGURA 44: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL À 45° EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARASEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

As Figuras 45 e 46 mostram o comparativo das deformações, para os vinte pontos analisados, para as velocidades de interesse perpendiculares à trinca principal à 45° com relação à direção de laminação da chapa, nas linhas 1 e 2, respectivamente.

FIGURA 45: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 À 45° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Para a linha 1, Figura 45, é possível notar uma certa evolução a pesar das diferenças e alternâncias de valores entre as velocidades apresentadas.

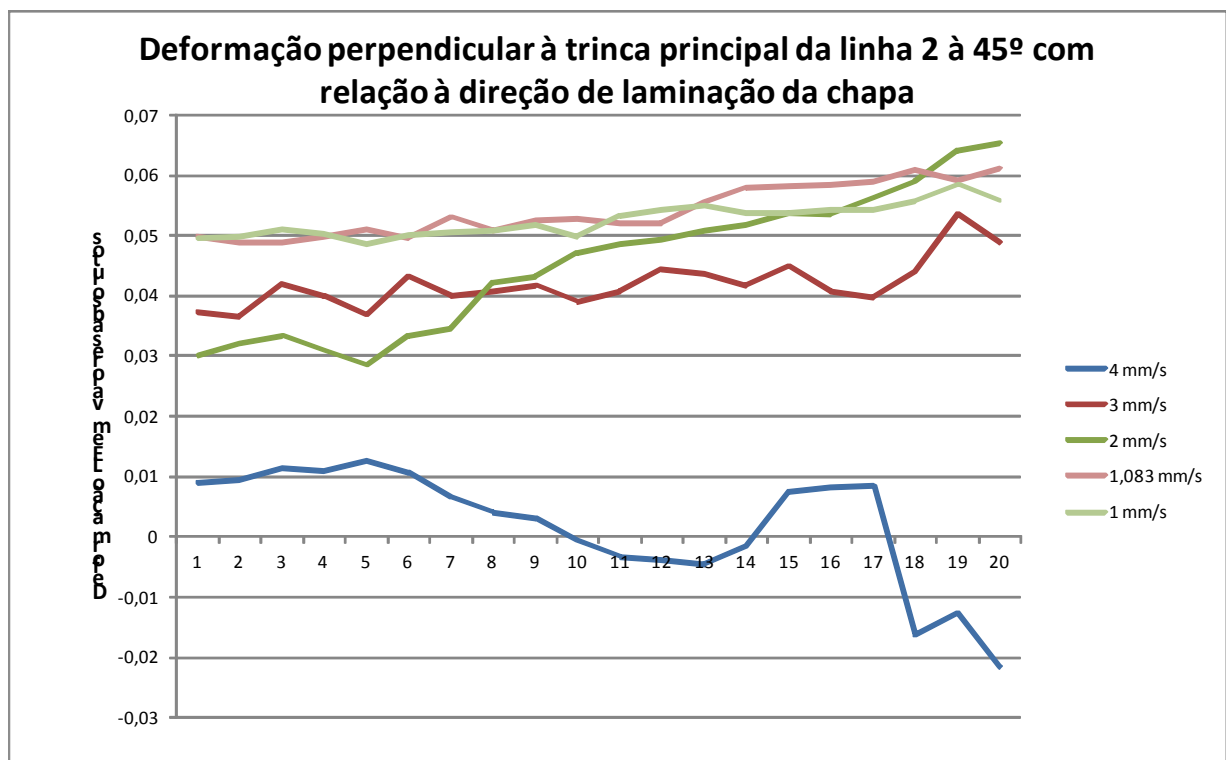
Entretanto, para alinha 2, Figura 46, nota-se que a velocidade de 4 mm/s não se comporta de forma uniforme.

Sobre as demais velocidades apresentadas nesta figura, é possível observar que existe uma uniformidade na evolução da deformação.

Os resultados da linha 2 apresentados nesta seção mostram uma peculiaridade que não foi observada até o presente momento em qualquer comparativo de deformação entre as velocidades de interesse. Foi o único resultado

que apresentou uma maior deformação para as velocidades menores. Ou seja, as velocidades de 1 e 1,083 mm/s apresentam maior deformação neste resultado, mesmo preservando a uniformidade na evolução desta deformação.

FIGURA 46: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 À 45° COM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE LAMINAÇÃO DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Em análise sobre o resultado da evolução da deformação absoluta para a linha 2, referente à velocidade de 4 mm/s, apresentada na Figura 46, pode-se associar esta completa falta de uniformidade à ruptura abrupta devido à alta velocidade e à proximidade dos elementos analisados neste caso, com a trinca vertical que se forma a partir da trinca principal, para grandes velocidades de conformação que levam à ruptura.

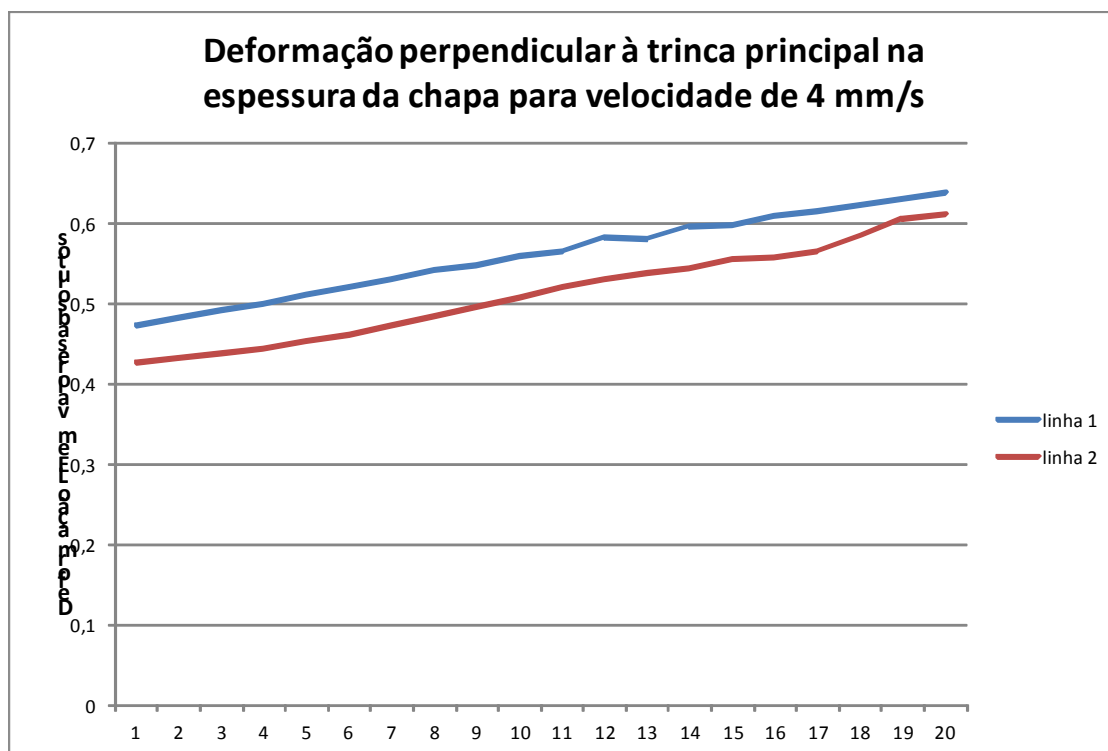
Nesta seção houve maiores deformações para menores velocidades, isto pode estar ligado ao fato da direção à 45° representar uma deformação mais uniforme ao longo da área, o que permite maior deformação do elemento sem prejudicar uma única direção.

#### 5.2.4 Na espessura da chapa

Para as deformações perpendiculares à trinca principal na espessura da chapa, serão apresentados os resultados para as mesmas velocidades de 4 mm/s, 3 mm/s, 2 mm/s, 1,083 mm/s e 1 mm/s. As Figuras 47, 48, 49, 50 e 51 apresentam a evolução da deformação absoluta para estas velocidades, respectivamente. Todos os resultados gráficos, da deformação absoluta, serão apresentados entre 0 e 0,7 para melhor visualização e análise.

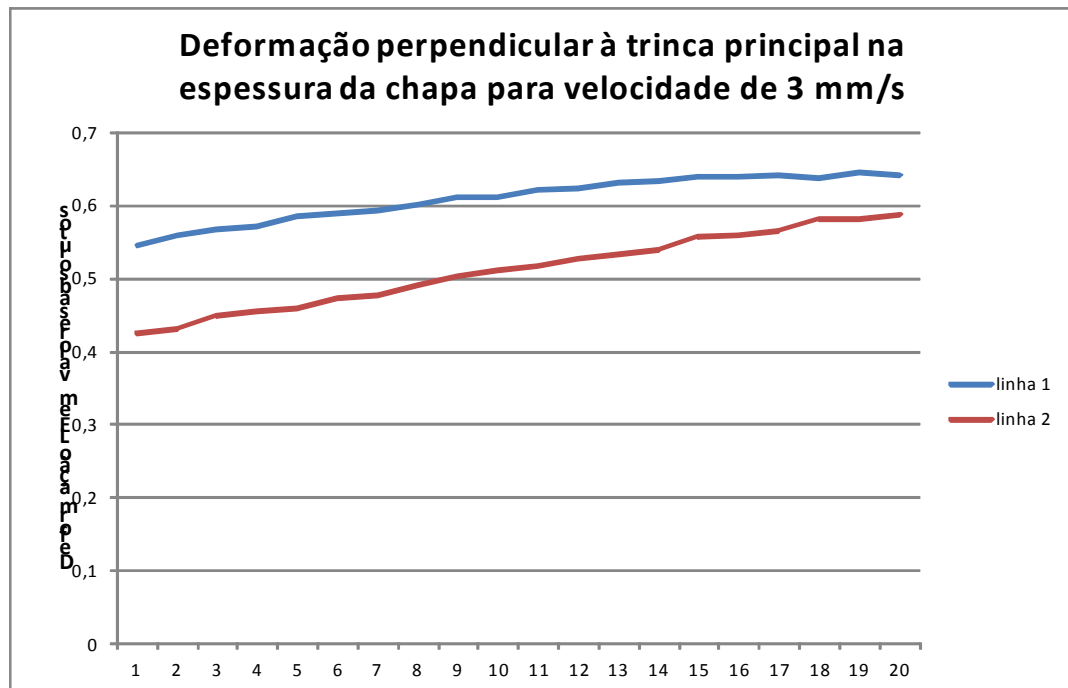
As Figuras 47, 48, 49, 50 e 51 serão apresentadas na sequência sem grandes considerações, pois na espessura da chapa as deformações da linha 1 e linha 2 apresentam uma mesma tendência de evolução quando comparadas entre si, para cada velocidade apresentada.

FIGURA 47: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



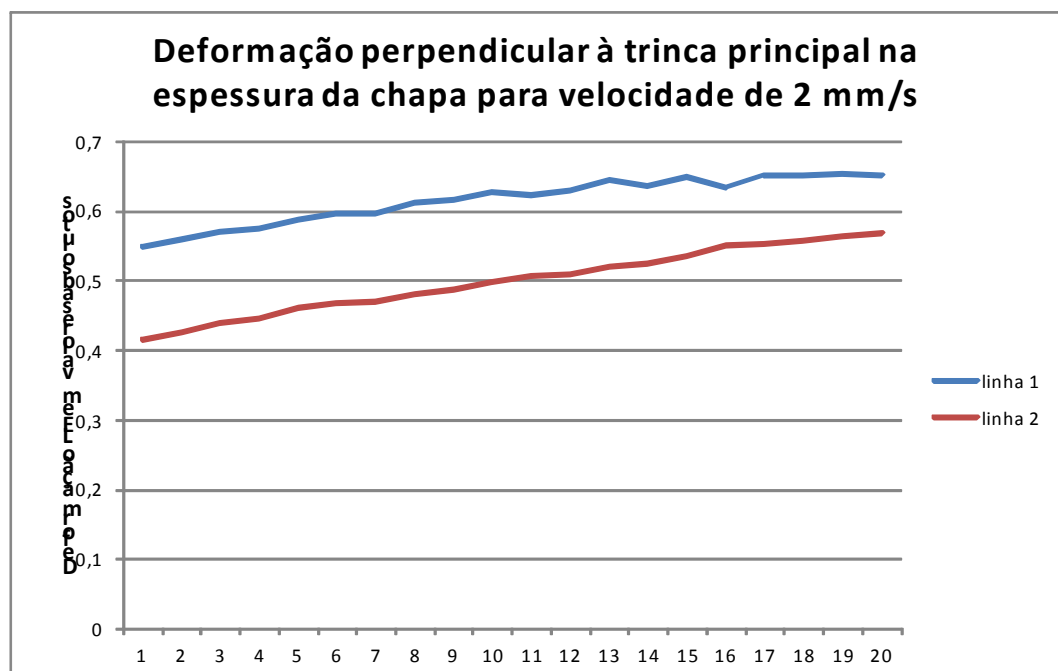
FONTE: O autor (2016).

FIGURA 48: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



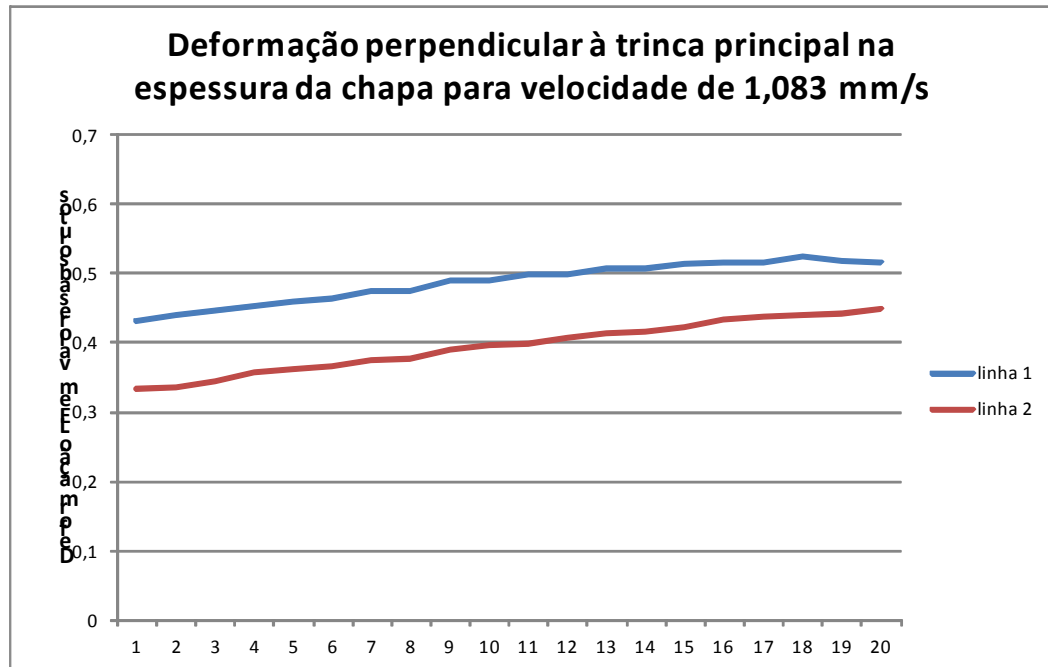
FONTE: O autor (2016).

FIGURA 49: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



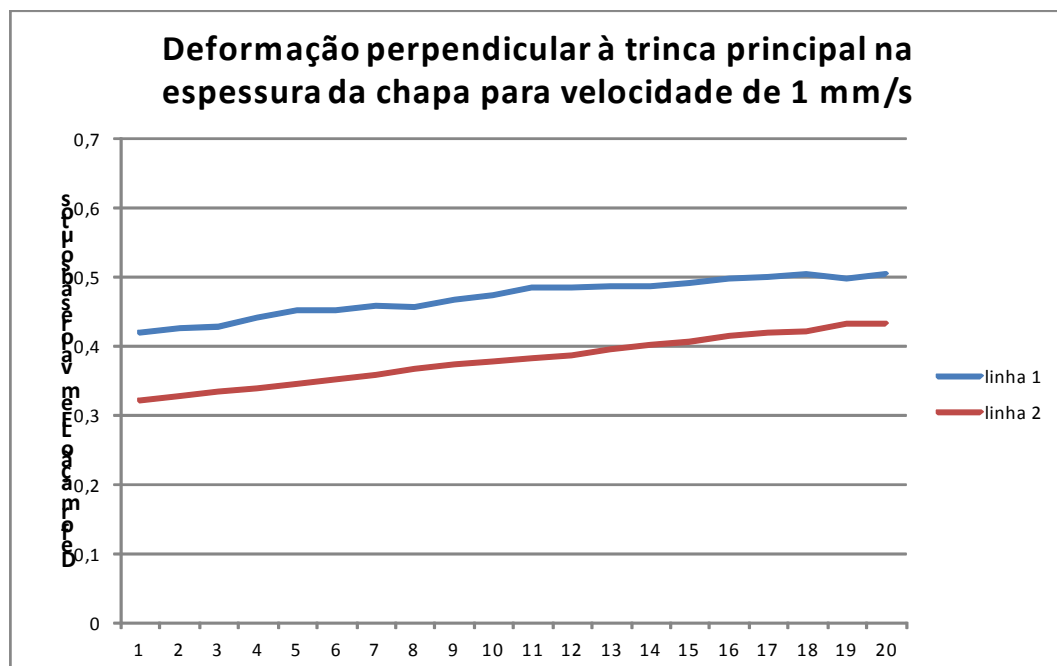
FONTE: O autor (2016).

FIGURA 50: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

FIGURA 51: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA ESPESSURA DA CHAPA PARA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARAS SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS

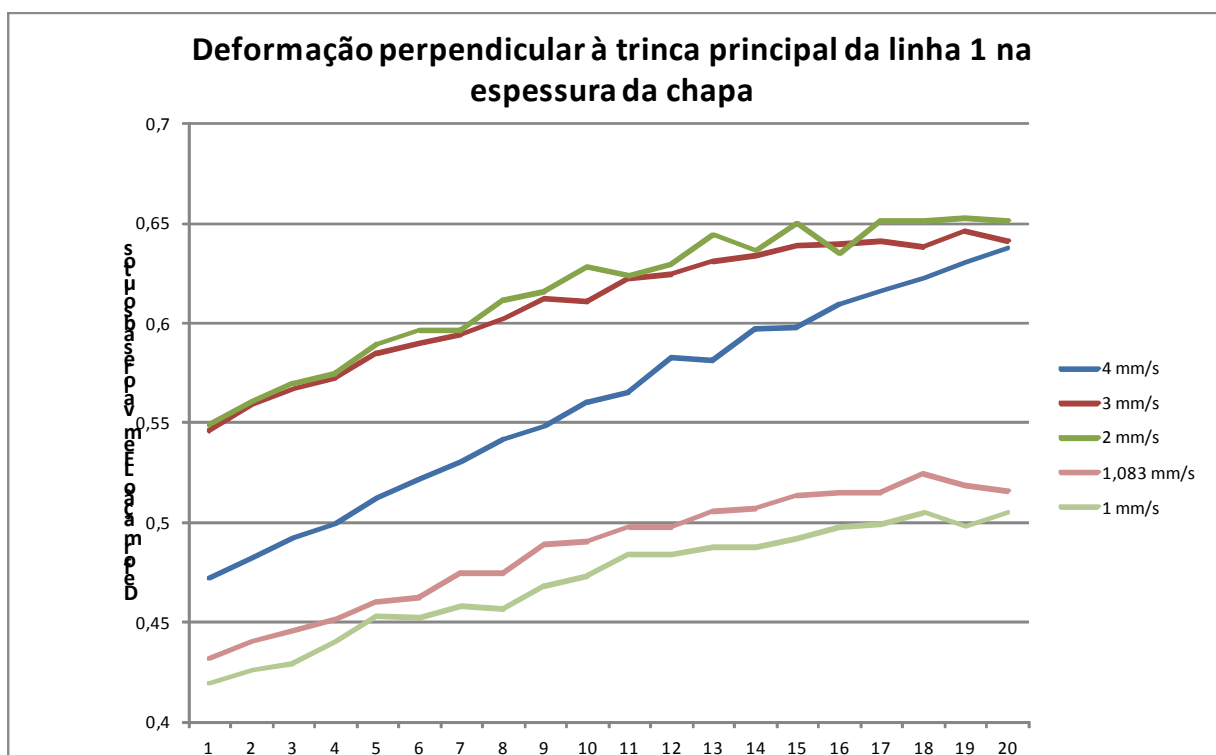


FONTE: O autor (2016).

A similaridade nas Figuras 47, 48, 49, 50 e 51 mostra uma evolução muito parecida na deformação o que pode representar uma tendência, à medida que a análise se aproxima da trinca principal.

O comparativo da evolução da deformação para as velocidades de interesse na linha 1 é apresentado na Figura 52.

FIGURA 52: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 1 NA ESPESSURA DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

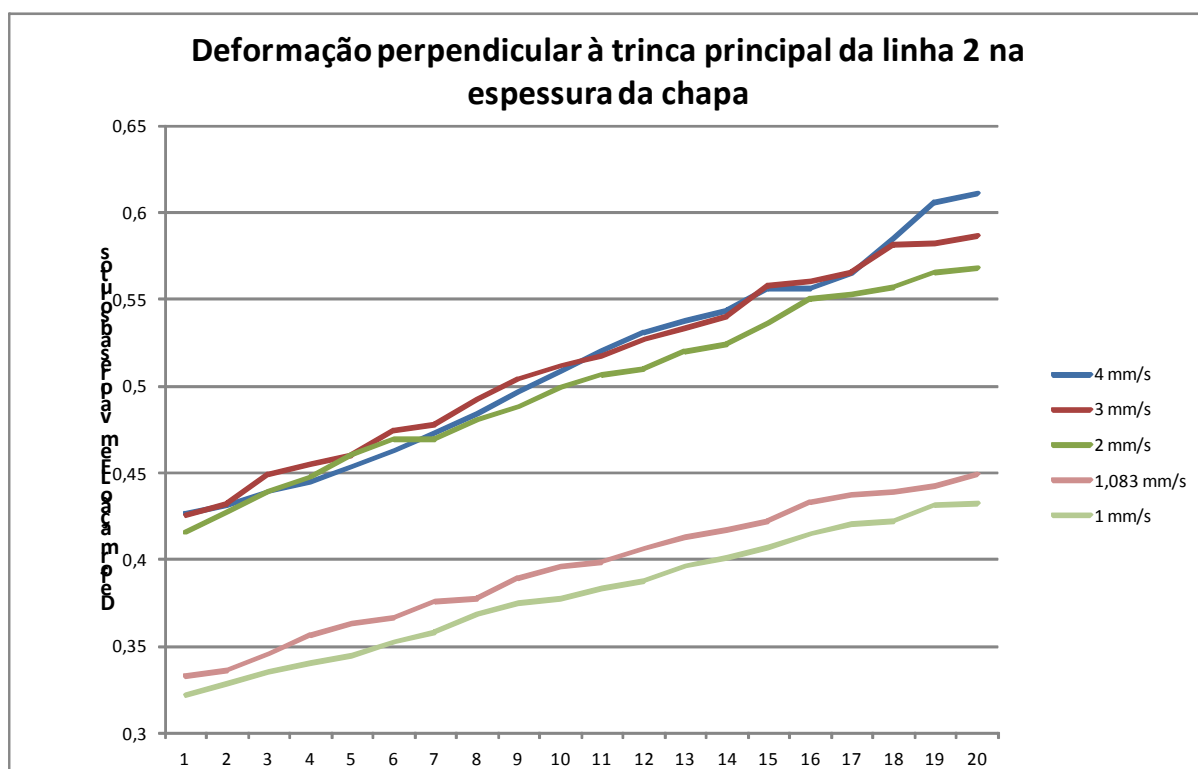
Na análise destes resultados é possível observar uma considerável diferença entre as deformações absolutas das velocidades de 3 mm/s e 2 mm/s comparadas com as velocidades de 1,083 mm/s e 1 mm/s.

Também pode-se notar a grande evolução nos valores da deformação para a velocidade de 4 mm/s. Nos primeiros pontos de análise esta deformação se posiciona em um valor intermediário, quando compara às demais velocidades de interesse. Entretanto, ao final da análise, nos elementos mais próximos à trinca principal, a deformação da velocidade de 4mm/s é muito próxima das velocidades maiores,

3mm/s e 2 mm/s. Isso mostra que para maior velocidade de conformação as deformações se apresentam menos uniformes.

A Figura 53 apresenta os resultados das deformações para as velocidades de interesse neste estudo de caso na linha 2.

FIGURA 53: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL NA LINHA 2 NA ESPESSURA DA CHAPA, PARA SEQUÊNCIA DE VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Nesta análise é possível observar uma mesma tendência de evolução para todas as velocidades e uma grande diferença entre as velocidades maiores (4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s) e as velocidades menores (1 mm/s e 1,083 mm/s), no que diz respeito aos resultados da simulação para a deformação absoluta.

Esta avaliação sugere, sobretudo na espessura da chapa, que as deformações são menos uniformes nas velocidades maiores de conformação. Ou seja, a metodologia de avaliação mostra que as velocidades menores de conformação otimizam o processo de estampagem e obtêm resultados melhores do produto final. O uso desta metodologia para obter esta conclusão, também é um fator inovativo.



Então, é sugerida uma análise simultânea das deformações descrita nesta seção sobre um único elemento da malha. Quando analisamos o 20° elemento deste estudo, que é o mais próximo da trinca principal, se obtém os seguintes resultados para as velocidades de 4 mm/s e 1 mm/s que são apresentados na Tabela 6. Os valores absolutos foram transformados em percentuais.

TABELA 6: COMPARATIVO ENTRE AS DEFORMAÇÕES, EM PERCENTUAL, DAS VELOCIDADES DE 4 mm/s e 1 mm/s, PERPENDICULARES À TRINCA PRINCIPAL

VELOCIDADE	CAMINHO	DEFORMAÇÃO PERPENDICULAR À TRINCA PRINCIPAL			
		0°	90°	45°	ESPESSURA
4 mm/s	linha 1	25,86%	37,91%	1,52%	63,74%
	linha 2	28,04%	33,08%	-2,16%	61,13%
1 mm/s	linha 1	19,40%	31,41%	0,93%	50,50%
	linha 2	17,94%	25,61%	5,56%	43,25%

FONTE: O autor (2016).

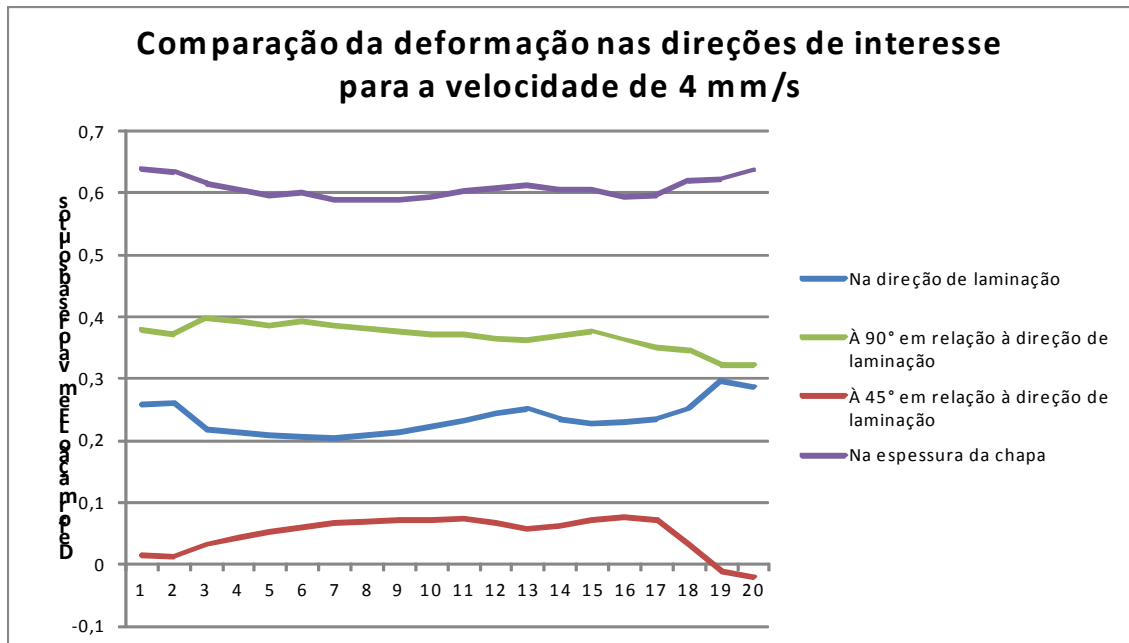
É possível observar que para todas as condições de análises, tais como direção de laminação ou caminho de conformação, a velocidade de 4 mm/s apresenta deformação percentual maior que a velocidade de 1 mm/s. Entretanto para direção de conformação à 45° em relação à direção de laminação o resultado apresenta-se diferente dos demais. Para este caso a deformação é negativa na linha 2 para a velocidade maior. Isso pode significar que devido à ruptura abrupta o elemento analisado sofreu uma grande deformação aleatória devido ao excesso de energia do início da ruptura, que se deu muito próxima a este ponto.

### 5.3 COMPARAÇÃO DAS DEFORMAÇÕES NA MESMA VELOCIDADE

Nesta seção serão comparados os resultados gráficos da deformação absoluta, paralela à trinca principal, para as velocidades de conformação de 4 mm/s, 3 mm/s, 2 mm/s, 1,083 mm/s e 1 mm/s isoladamente.

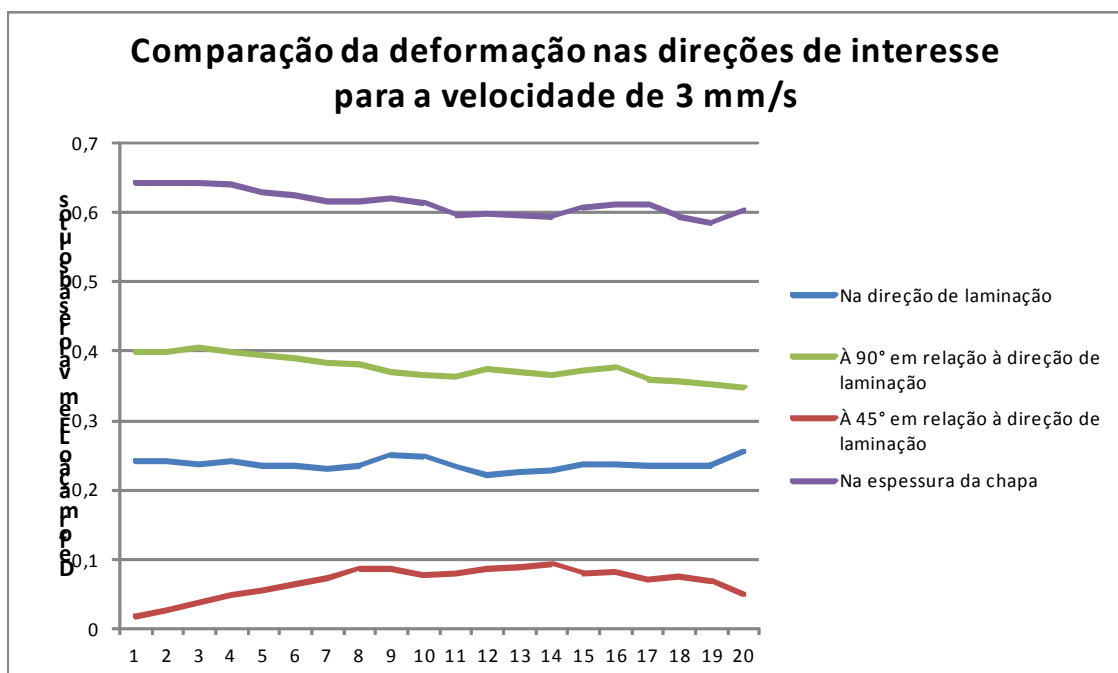
Para isso, a análise foi feita nas direções de interesse, ou seja, na direção de laminação da chapa, à 90° com relação à direção de laminação da chapa, à 45° com relação à direção de laminação da chapa e na espessura da chapa.

FIGURA 54: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 4 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

FIGURA 55: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 3 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

Todos os resultados gráficos foram ajustados para uma deformação absoluta entre 0 e 0,7 para melhorar a análise e facilitar a visualização dos resultados.

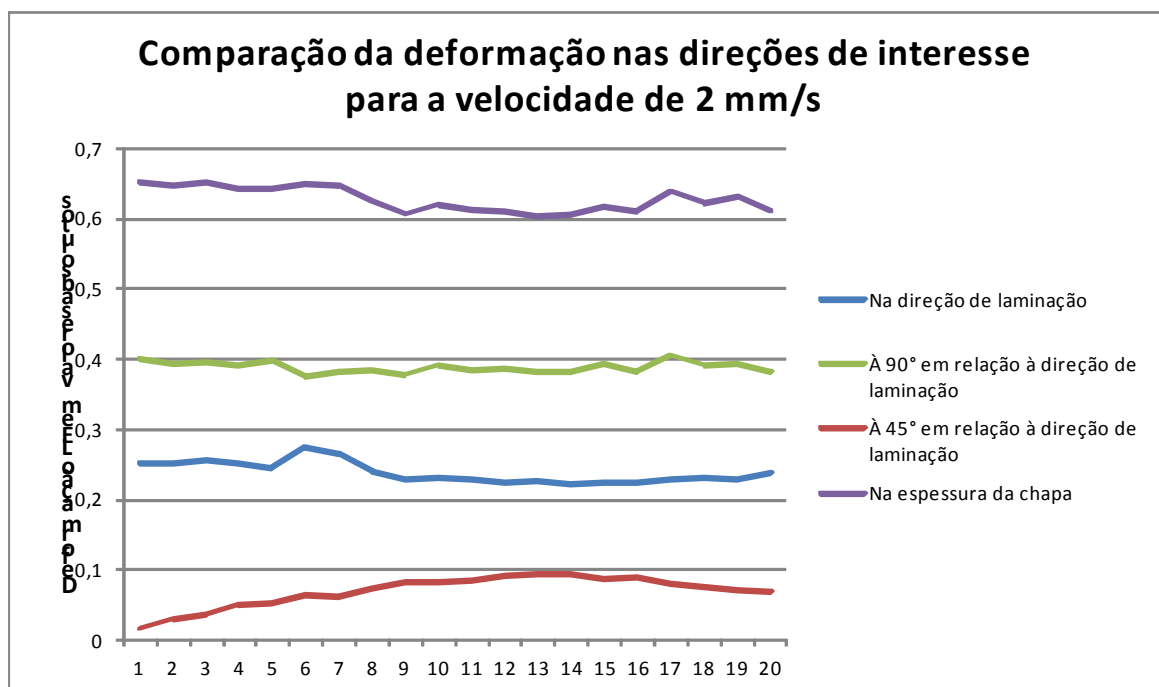
As Figuras 54, 55, 56, 57 e 58 mostram os resultados da evolução da deformação absoluta paralela à trinca principal, para as velocidades de interesse, nas direções analisadas nesta seção.

É possível observar que para as velocidades 4 mm/s, 3 mm/s e 2 mm/s as deformações absolutas têm menores uniformidades em comparação às velocidades de 1,083 mm/s e 1 mm/s. Também observa-se que as deformações são maiores, em valores absolutos, para as velocidades menores.

Como estas informações já foram apresentadas nas seções anteriores, cabe aqui ressaltar que a deformação na espessura apresenta valores maiores em comparação às demais direções de interesse em todas as velocidades analisadas.

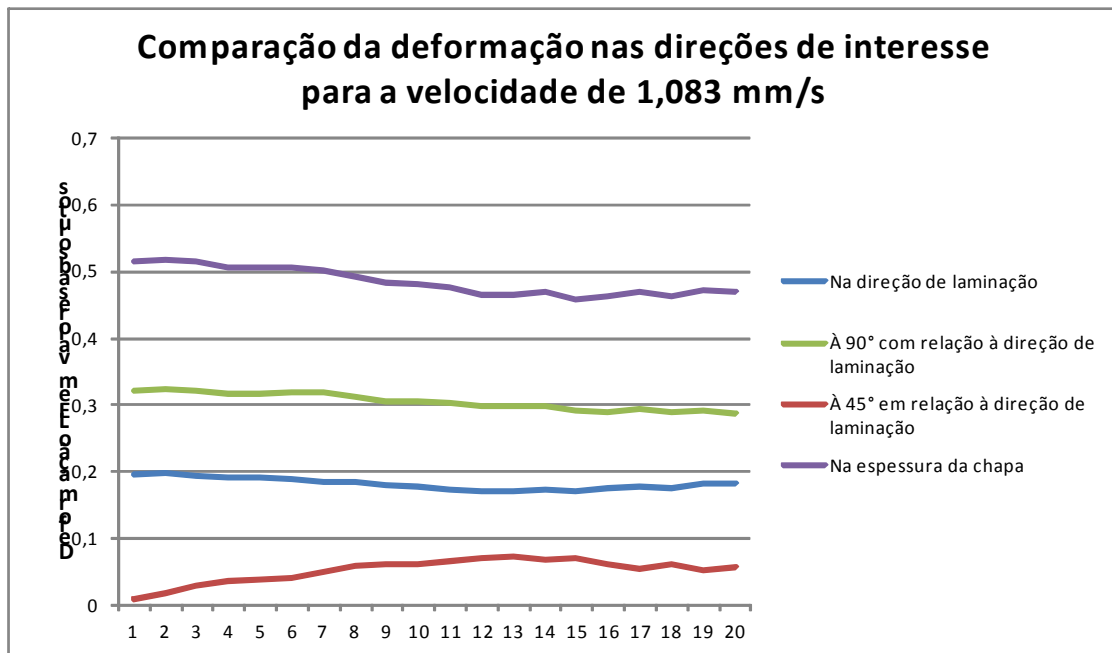
As deformações à 90° em relação à direção de laminação são sempre maiores que na direção de laminação.

FIGURA 56: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 2 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS



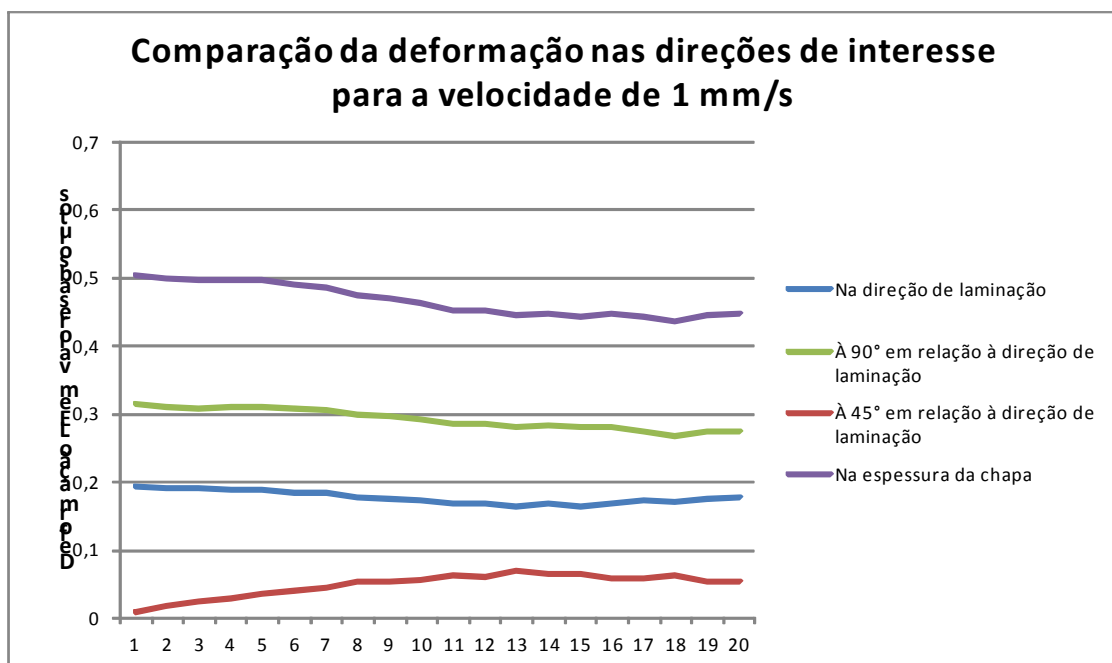
FONTE: O autor (2016).

FIGURA 57: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 1,083 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

FIGURA 58: EVOLUÇÃO DA DEFORMAÇÃO PARALELA À TRINCA PRINCIPAL NA VELOCIDADE DE 1 mm/s, PARA AS DIREÇÕES DE INTERESSE, NOS VINTE PONTOS ANALISADOS



FONTE: O autor (2016).

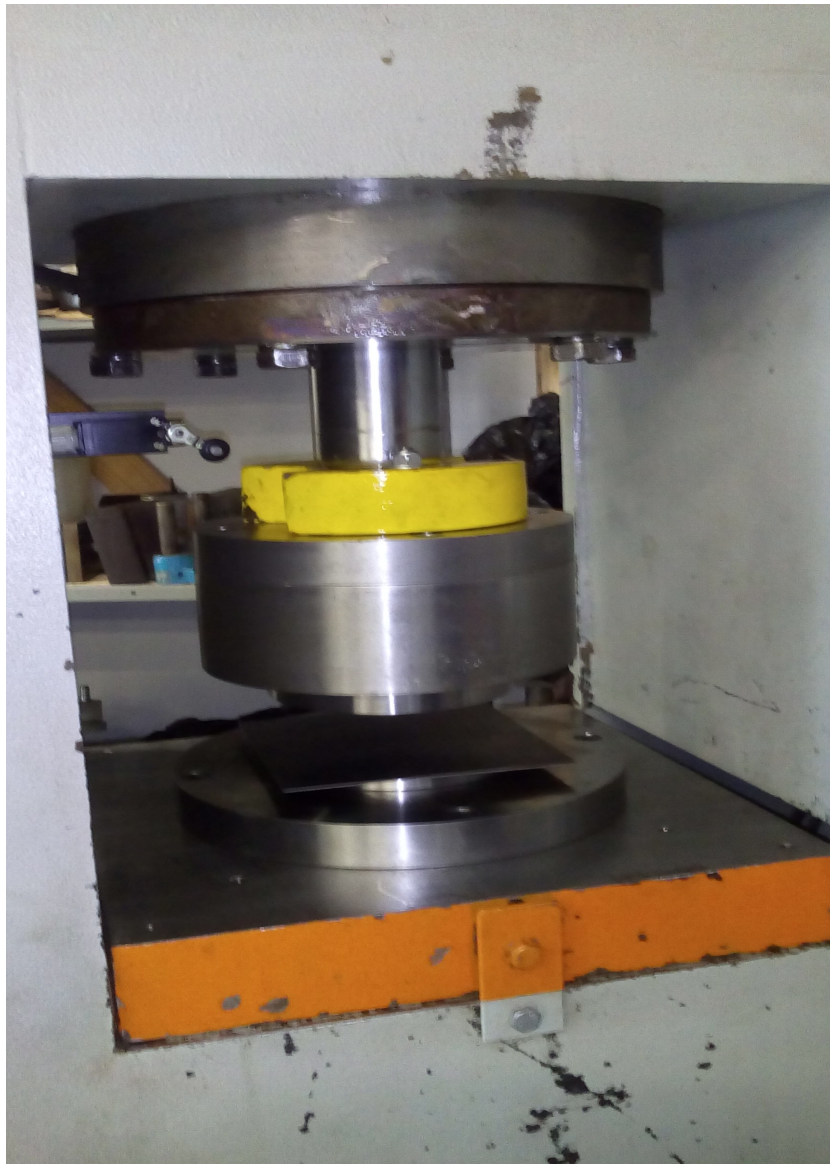
Estas observações reforçam a potencialidade da simulação realizada, pois os resultados práticos encontrados na literatura e práticas industriais mostram esta mesma tendência.

## 6 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo são apresentados os resultados dos experimentos práticos iniciados no mês de dezembro do ano de 2015 e concluídos no mês de janeiro do ano de 2016.

Estes procedimentos foram realizados com o objetivo de avaliar os resultados da simulação, principalmente no que diz respeito à variação da profundidade de estampagem em relação à velocidade de conformação.

FIGURA 59: FOTO DA PRENSA HIDRÁULICA UTILIZADA NO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

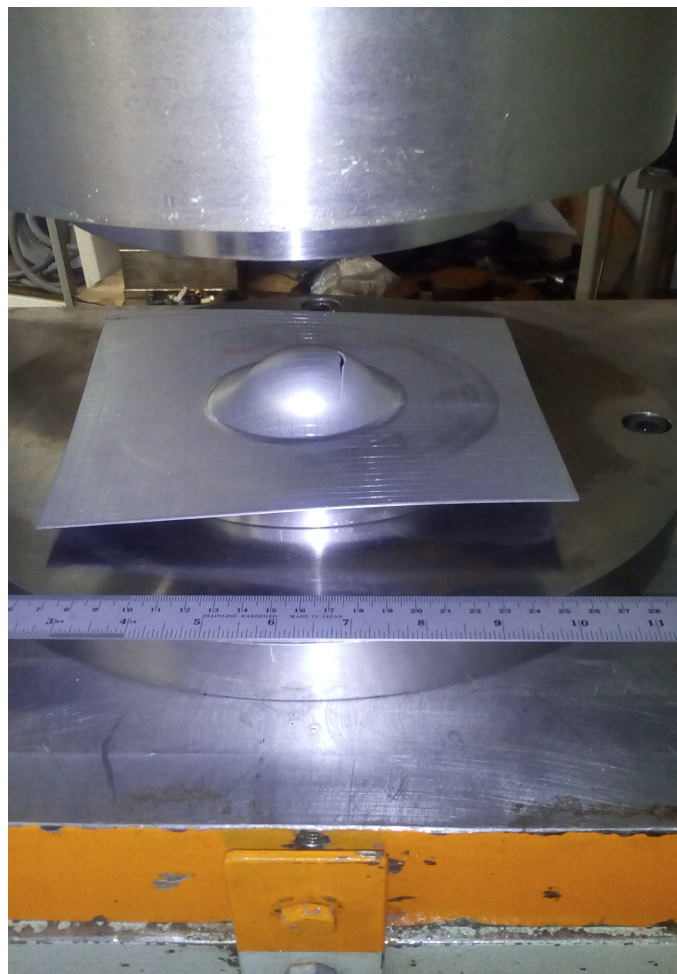


FONTE: O autor (2015).

Esta escolha foi feita como objetivo principal, pois a profundidade de estampagem foi um valor fixo durante a simulação. Naquele momento esta escolha se fez necessária, pois este foi um critério de parada e avaliação do resultado final da chapa conformada no estudo de caso em questão. Ou seja, com os parâmetros de conformação ajustados nos mesmos valores na simulação, a comparação dos resultados apresentava um mesmo referencial para avaliação da uniformidade, ou falta dela, na evolução da deformação devido à variação da velocidade.

Estes procedimentos foram realizados em uma prensa hidráulica no Laboratório de Conformação Mecânica da Universidade Federal do Paraná. As Figuras 59 e 60 mostram fotos do equipamento que foi utilizado para realizar a procedimento experimental.

FIGURA 60: FOTO DO CORPO DE PROVA NA PRENSA HIDRÁULICA



FONTE: O autor (2015).



Inicialmente foram executados testes para levantamento das condições da prensa que geraram alguns resultados, para após este momento inicial verificar as potencialidades da simulação apresentada nos capítulos anteriores.

A Figura 61 apresenta a foto de dois corpos de prova conformados na fase inicial dos testes de conformação.

FIGURA 61: FOTO DOS CORPOS DE PROVA UTILIZADOS NOS TESTES DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL



FONTE: O autor (2015).

Nesta figura é possível observar que um dos corpos de prova não rompeu, pois o ensaio foi interrompido com uma profundidade inferior ao que apresentou ruptura.

Após ajustes no equipamento, inclusive com aferições nos periféricos que auxiliam na obtenção de dados, através do programa que gerencia a coleta de dados, iniciou-se os ensaios com os parâmetros para verificação dos resultados experimentais.

A Tabela 7 apresenta as características da amostra e ferramental, bem como os parâmetros de conformação utilizados no procedimento experimental.



TABELA 7: PARÂMETROS DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Material	Aço DP 600
Amostra	200 x 200 mm
Espessura	1,5 mm
Malha	5 mm
Diâmetro do Punção	65 mm
Diâmetro maior do Prensa Chapas	165 mm
Carga do Prensa Chapas	50 bar
Lubrificação	não

FONTE: O autor (2016).

Os resultados do procedimento experimental podem ser verificados na Tabela 8 que foram executados para quatro velocidades. Estas velocidades são próximas às velocidades simuladas e foram escolhidas por contemplar a variação da simulação, e por serem velocidades que o equipamento disponível permitia ensaiar com segurança.

TABELA 8: RESULTADOS DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

	Velociade (mm/s)	Profundidade (mm)
Amostra 1	4,8	24,8
Amostra 2	3,7	25,1
Amostra 3	1,44	26,0
Amostra 4	1,08	25,6

FONTE: O autor (2016).

É possível notar que as duas velocidades maiores, 4,8 mm/s e 3,7 mm/s, apresentaram profundidade menor em comparação às duas velocidades menores, 1,44 mm/s e 1,08 mm/s.

Pode-se observar que as diferenças entre os valores das profundidades, visto que estas profundidades foram obtidas pela ruptura do corpo de prova, são pequenas quando comparadas na unidade mm. Entretanto, se for comparada a máxima profundidade, 26,0 mm, com a mínima profundidade, 24,8 mm, a diferença percentual é de aproximadamente 5 %.

Isso pode significar que para amplitudes maiores, em termos de profundidade de conformação, este percentual represente um ganho significativo para a operação de estampagem.

Para finalizar, a respeito da avaliação da profundidade no procedimento experimental, o estudo em questão tem como objetivo avaliar o aço DP 600. Este foi o material simulado e experimentado. Entretanto, para materiais com menor resistência, as diferenças em termos de profundidade serão maiores.

A mesma observação, com relação à diferença do material, pode ser feita para corpos de prova maiores ou com espessura menor. O que também representaria uma capacidade maior de estampagem com velocidades menores, apresentando uma maior uniformidade no produto final.

## 7 CONCLUSÃO

O estudo de simulação do presente trabalho se justifica por apresentar uma solução mais rápida e confiável, inclusive quanto às experimentações práticas, para otimização dos processos de conformação de chapas metálicas.

A otimização do tempo de conformação através da utilização da velocidade ideal de conformação, para um determinado material, foi apresentada e obteve resultados satisfatórios com poucas iterações na utilização de uma metodologia inovativa. Para tanto há a necessidade de alimentação dos dados deste material, bem como características do processo e ferramental.

Esta otimização apresenta um ganho de produtividade e maior confiabilidade no resultado final do produto conformado independente dos dados alimentados, para cada caso específico de estampagem. Ou seja, a metodologia apresentada é capaz de poupar tempo com a preparação do processo e ajuda a atingir melhores níveis de produtividade.

É possível verificar, através das análises da simulação, que a metodologia sugerida apresenta, sempre, uma possibilidade de conformação maior, em termos de profundidade, para velocidades menores de conformação.

Essa conclusão mostra também que velocidades maiores de estampagem apresentam ruptura mais abrupta e precoce.

A simulação apresentada mostra que a deformação é mais uniforme em todos os elementos analisados quando foram conformados utilizando velocidades menores. Esta conclusão propõe que as deformações se distribuem melhor, ou seja, de maneira mais uniforme, para conformações com taxa de deformação menores.

Enquanto os elementos próximos à trinca apresentavam deformações muito maiores, quando comparados aos elementos mais afastados da trinca, em uma dada velocidade de conformação, velocidades menores de conformação apresentaram diferenças menores de deformação entre os elementos, mesmos que estivessem em distâncias diferentes da trinca.

Sendo assim, a metodologia aplicada sugere que a distribuição da deformação ao longo de todo o objeto conformado é mais uniforme quando conformado com velocidade menor, e que isso possibilita uma maior conformação.

Isso mostra que, em uma análise em todas as direções de deformação estudadas neste trabalho, pode-se propor uma metodologia para previsão do ponto

inicial de falha através dos elementos que apresentam maiores deformações em todas estas direções. Ou seja, os elementos que apresentaram as maiores deformações em todas as direções iniciaram a ruptura da trinca, pois estavam mais próximos da ruptura maior, na trinca principal.

Sobre este mesmo raciocínio, é possível prever a direção de propagação da trinca em função da deformação dos elementos analisados. Pois os elementos apresentam deformações menores à medida que se afastam da trinca.

Por fim, a respeito da experimentação prática, os resultados comprovam a simulação, pois com velocidades menores a profundidade de conformação foi maior.

Mesmo com um procedimento que apresentou uma pequena amplitude, em termos e profundidade, devido à modesta geometria do ferramental e ao material em questão, que tem uma dureza considerável, o resultado foi satisfatório. Pois, apresentou um ganho de 5 % em termos de profundidade para velocidades menores.

## 7.1 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Há a necessidade de simulação e experimentação prática de outros parâmetros do processo, independente do material estampado, para obtenção de um número maior de referenciais que proporcionem subsídios para sugestão de um novo critério de falha, na conformação de chapas metálicas.

Sendo assim, outros aços devem ser investigados com a variação de parâmetros que também influenciem na taxa de conformação.

Por fim, recomenda-se a investigação do comportamento das tensões nas principais direções de conformação para modificação, ou sugestão de um novo critério de falha.

## REFERÊNCIAS

ANDRADE, S. L., TAISS, J. M., ROSA, L. K. **O aço no automóvel do futuro**. In: 57º Congresso da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2002, São Paulo, *Anais...* São Paulo, Julho 2002.

ASGARI, S. A.; PEREIRA, M.; ROLFE, B. F.; DINGLE, M.; HODGSON, P. D., **Statistical analysis of finite element modeling in sheet metal forming and spring back analysis**. Journal of Materials Processing Technology, Volume 203, Issues 1–3, Pages 129–136, 2008.

ASM INTERNATIONAL, **Metals Handbook**, vol. 12 e 14., 9. ed., 1993.

BROZZO, P; DELUCA, B; RENDINA, R. **A New Method for The Prediction of Formability Limits in Metal Sheets, Sheet Metal Forming and Formability**. Proceedings of The Seventh Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group, 1972.

CHEMIN FILHO, R. A. **Estudo da Fratura de Aços de Nova Geração DP600 Através da Variação de Pressão no Prensa-Chapas**. 2011. 148p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Curso de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, Brasil.

CHEMIN FILHO, R. A; TIGRINHO, L. M. V; BARRETO NETO, R.C; MARCONDES, P. V. P. **An Experimental Approach for Blankholder Force Determination for DP600 with Different Material Flow Strain Rates in the Flange During Stamping**. Journal of Engineering Manufacture, v. 227(3), p. 417-422, 2013.

CLIFT, S.E; HARTLEY, P; STURGESS, C.E.N; ROWE, G. W. **Fracture Prediction in Plastic Deformation Processes**. International Journal of Mechanical Sciences, v. 32, p. 1-17, 1990.

COCKROFT, M. G; LATHAM, D. J. **Ductility and The Workability of Metals**. Journal of The Institute of Metals, v. 96, p. 33-39, 1968.

DAVIS, J. R; **Tensile testing**. 2nd ed. Materials Park: ASM; 2004.

DE COOMAN, B. C. **Structure-properties relationship in TRIP steels containing carbide-free bainite**. Current Opinion in Solid State and Materials Science, 8., p. 285-303, 2004.

DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. 4. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1996.

ELGUETA, M; CORTÉS, C. **Application of Continuum Damage Theory in Metalforming Processes**. Journal of Materials Processing Technology, v. 95, p. 122-127, 1999.

GOODWIN, G. M. **Application os strain analyses to sheet metal forming problems in the press shop**. Metall Italiana, 60., p. 764-774, 1968.

GOUVEIA, B. P. P. A; RODRIGUES, J. M.C; MARTINS, P. A. F. **Fractures Predicting in Bulk Metal Forming**. International Journal of Mechanical Sciences, v. 38, n.4, p. 361-372, 1996.

GRAJCAR, A.; ADAMCZYK, J. **Structure and mechanical properties of DP-type and TRIP-type sheets obtained after the thermomechanical processing**. Journal of Materials Processing Technology, 162-163, p. 267-274, 2005.

HUH, H.; KIM, S. B.; SONG, J. H.; LIM, J. H. **Dynamic tensile characteristics of TRIP-type and DP-type steel sheets for an auto-body**. International Journal of Mechanical Sciences, 50., p. 918-931, 2008.

IGUCHI, T. **Evaluation of Ductile Forming Limit Stress in Sheet Forming Processes and Measurement of Actual Stress at Fracture**. ISIJ International, vol. 47, 3., p. 493-501, 2006.

IISI - **International Iron and Steel Institute**, UltraLight Steel Auto Body - Advanced Vehicle Concepts (ULSAB–AVC) Overview Report (2002), disponível em: [www.worldautosteel.org](http://www.worldautosteel.org).

KEELER, S. P. **Determination of forming limits in automotive stampings**. Sheet Met Ind, 42., p. 683-691, 1965.

KEELER, S. P. **Trans. SAE**, 74., paper nº 650355, 1966.

KEELER, S. P. **Understanding Sheet Metal Formability**. Machinery, 1968.

KIM, S. B.; HUH, H.; BOK, H. H.; MOON, M. B. **Forming limit diagram of auto-body steel sheets high-speed sheet metal forming**. Journal of Materials Processing Technology, 211., p.851-862, 2011.

LEMAITRE, J. **A continuous damage mechanics model for ductile fracture**, Journal of Engineering Materials Technology. 107, 83-89, 1985.

LEVY, B. S.; VAN TYNE, C. J. **Predicting Breakage on a Die Radius with a Straight Bend Axis During Sheet Forming**. Journal of Materials Processing Technology, Volume 209, Issue 4, Pages 2038–2046, 2009.

LI, Y.; LUO, M.; GERLACH, J.; WIERZBICKI, T. **Prediction of shear-induced fracture in sheet metal forming**. Journal of Materials Processing Technology, 210., 1858–1869, 2010.

LORENZ, R.; GILAPA, G. M. **Avaliação da Conformabilidade de Chapas de Aço Plano**. In: Conferência Nacional de Conformação de Chapas, 1., 1998, Porto Alegre. *Anais...* Porto Alegre: UFRGS – Centro de Tecnologia, p. 141-150, 1998.

McCLINTOCK, F. A. **A Criterion For Ductile Fracture of The Growth of Holes**. Journal of Applied Mechanics, v. 35, June, p. 363-371, 1968.

MOREIRA, L. P.; SAMPAIO, A. P.; FERRON, G.; LACERDA, A. C. **Análise numérica e experimentação da influência da espessura inicial das deformações limites em chapas**. In: CONFERÊNCIA NACIONAL DE CONFORMAÇÃO DE CHAPAS, 6., 2003, Porto Alegre. Anais... Porto Alegre: UFRGS – Centro de Tecnologia, p. 39-49, 2003.

NAKAZIMA, K.; KIKUMA, T.; HASUKA, K.; **Study on the formability of steel sheets**; Yawata Technical Report; p. 111-141; Setembro 1968.

NORRIS, D. M. Jr; REAUGH, J. E; MORAN, B; QUIÑONES, D. F. **A Plastic-Strain, Mean-Stress Criterion for Ductile Fracture**. Journal of Engineering Material and Technology, v. 100, July, p. 279-286, 1978.

OYANE, M; SATO, T; OKIMOTO, K; SHIMA, S. **Criteria for Ductile Fracture and Their Applications**. Journal of Mechanical Working Technology, v. 4, p. 65-81, 1980.

RASHID, M. S. GM 980X – **Potential Applications and Review**. *International Automotive Engineering Congress and Exposition*. S.A.E. Technical Publication nº 770211. Detroit, 12 p., February-March 1977.

SAMPAIO, A. P.; MARTINS, C. A.; SOUZA, P. C. **Caracterização da Conformabilidade de Aço Livre de Intersticiais – IF – Produzido Via Recozimento em Caixa na Companhia Siderúrgica Nacional**. In: CONFERÊNCIA NACIONAL DE CONFORMAÇÃO DE CHAPAS, 1., 1998, Porto Alegre. Anais... Porto Alegre: UFRGS – Centro de Tecnologia, p. 89-100, 1998.

SCHRÖDER, T. **Ausgekoelter Stahl für das Auto von morgen**. Max Planck Forschung, 3., p. 36-41, 2004.

STOUGHTON, T. B. **A General Forming Limit Criterium for Sheet Metal Forming**. Int. J. Mech. Sci., vol. 42, 1-27, 2000.



TAI, W. H; YANG, B. X. **A New Microvoid-Damage Model for Ductile Fracture.** Engineering Fracture Mechanics, v. 25, n.3, p. 377-384, 1986.

TAKUDA, H; MORI, K; HATTA, N. **The Application of Some Criteria for Ductile Fracture to the Prediction of the Forming Limit of Sheet Metals.** Journal of Materials Processing Technology, v. 95, p. 116-121, 1999.

TANG, C.Y; CHOW, C.L; SHEN, W. H. **Development of a Damage – Based criterion for Ductile Fracture Prediction in Sheet Metal Forming.** Journal of Materials Processing Technology, v. 91, p. 270-277, 1999.

TIGRINHO, L. M. V. **Análise da Fratura de Chapas do Aço Avançado de Alta Resistência DP 600 Quando submetido a Diferentes Estados de Tensão.** 2011. 131p. **Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Curso de Doutorado em Engenharia Mecânica**, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, Brasil.

TIGRINHO, L. M. V; CHEMIN FILHO, R. A; MARCONDES, P. V. P. **Fracture Analysis Approach of DP600 Steel when Subjected to Different Stress/Strain States During Deformation.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 69, p. 1017-1024, 2013.

VENUGOPAL RAO. A; RAMAKRISHNAN, N; KRISHNA KUMAR, R. **A Comparative Evaluation of The Theoretical Failure Criteria for Workability in Cold Forging.** Journal of Materials Processing Technology, v. 142, p. 29-42, 2003.

WANG, W. R.; HE, C. W.; ZHAO, Z. H.; WEI, X. C. **The limit drawing ratio and formability prediction of advanced high strength dual-phase steels.** Materials and Design, 32. p. 3320–3327, 2011.

WOODTHORPE, J.; PEARCE, R. **The Effect of  $r$  and  $n$  Upon the Forming Limit Diagrams of Sheet Metal.** Sheet Metal Industries. p. 1061-1067, 1969.

WULPI, D. J. **Understanding How Components Fail**. 2.ed. USA: ASM International, 1999.

## APÊNDICE 1 – CARACTERIZAÇÃO DO DP 600

Diversos tipos de aços foram caracterizados no laboratório de conformação da UFPR durante o desenvolvimento deste trabalho. Desde convencionais de baixa resistência até avançados de alta resistência.

Alguns foram usados nos experimentos práticos de embutimento, caso do DP 600 da ArceloMittal, e outros na simulação numérica, caso do DP 600 da Usiminas.

Apenas como base de comparação para entender o comportamento de alguns aços, são apresentados todos os caracterizados no laboratório de conformação da UFPR na Tabela 1.

TABELA 1: Materiais ensaiados no laboratório de conformação da UFPR

Material	Espessura (mm)	Revestimento	Rugosidade média ( $\mu\text{m}$ )	Fabricante
Aço doce	1.50	GI	0.94	ArceloMittal
HSLA 360/450	1.50	GI	1.75	ArceloMittal
HSLA 420/490	1.50	GI	1.34	ArceloMittal
DP 350/600-A	1.57	GA	1.31	ArceloMittal
DP 350/600-U	2.16	-	0.74	Usiminas
DP 450/780	1.96	-	0.93	Usiminas
DP 750/980	1.52	-	0.72	Usiminas
CP 750/850	2.30	-	0.71	Thyssenkrupp
TRIP 450/780	2.00	Sem	0.74	ArceloMittal

GI – revestimento zinco puro  
GA – revestimento de ligas de zinco-ferro.

Foi realizada uma análise da composição química e a fração percentual de cada elemento presente nos materiais estudados. O levantamento foi realizado por meio de espectrometria ótica.

Foi realizada análise metalográfica dos materiais com objetivo de analisar a microestrutura, morfologia dos grãos e quantificar a fração volumétrica de alguma fase de interesse.

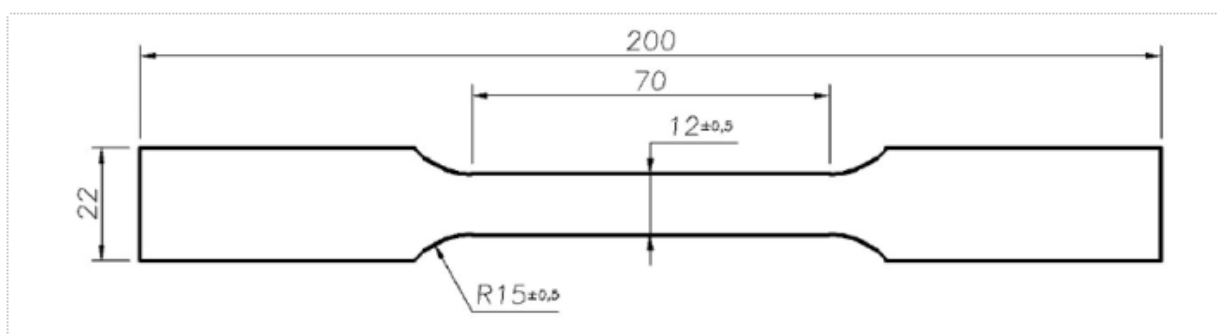
O procedimento de preparação e análise seguiu recomendações encontradas em Souza (2004), que de forma simplificada compreende as seguintes etapas:

- Embutimento de uma amostra do material em baquelita, sob condições controladas de pressão e temperatura;
- Lixamento por meio de quatro granulações diferentes de lixa;
- Polimento;
- Ataque químico com nital (solução de ácido nítrico e álcool);
- Análise microscópica e cálculo da fração volumétrica de alguma fase de interesse.

Foram realizados ensaios uniaxial de tração com o objetivo de levantar as seguintes propriedades mecânicas: coeficiente de encruamento ( $n$ ), parâmetros de anisotropia, alongamento uniforme e total, limite de escoamento (LE) e limite de resistência (LR).

O dimensionamento e o formato adotado para o corpo de prova foram tomados a partir das normas ABNT NBR 6673, ASTM E 646 e DIN EN 10 002-1 que descrevem o ensaio. O formato do corpo de prova em chapa é do tipo “gravata” (Figura 1) e as dimensões foram estabelecidas de forma a atender conjuntamente as três normas indicadas. Isto foi possível, uma vez que nenhuma das três normas estabelece medidas exatas para os corpos de prova e sim dimensões mínimas e máximas, dentro das quais os corpos de prova atendem às exigências de ensaio.

FIGURA 1: Formato e dimensões do corpo de prova para o ensaio de tração



Os corpos de prova foram cortados a laser e sofreram posteriormente uma operação de acabamento para a retirada de rebarbas e marcas do processo que poderiam comprometer veracidade dos resultados.

Os corpos de prova foram cortados formando ângulos de 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação. Foram 3 corpos de prova para levantar as propriedades anisotrópicas, 3 para o coeficiente de encruamento, 3 para a obtenção do limite de escoamento, resistência e alongamento, e outros 3 para levantamento do módulo de elasticidade no descarregamento, totalizando 12 corpos de prova para cada direção e 36 no total para cada material.

A Tabela 2 mostra os resultados para este ensaio.

TABELA 2: Quantidade de corpos de prova para o ensaio

Direção de laminação	CPs para determinar $n$ e $R$	CPs para determinar LR, LE e $A_l$	Cps para determinar $E$	Total de CPs para cada direção de laminação
0°	3+3	3	3	12
45°	3+3	3	3	12
90°	3+3	3	3	12
Total de corpos de prova				36

O procedimento para determinação das propriedades anisotrópicas dos materiais, tais como, anisotropia normal  $r$ , coeficiente de anisotropia planar  $\Delta r$  entre outras, foi executado de acordo com a norma ASTM E-517.

A medição do comprimento do corpo de prova foi feita por meio de um extensômetro que fica acoplado ao corpo de prova durante todo o ensaio, servindo também para controlar o limite de deformação a ser aplicado ao material. A medição de largura foi efetuada por meio de um paquímetro digital.

As respostas do ensaio foi o coeficiente de anisotropia para cada corpo de prova ( $r$ ), o coeficiente médio de anisotropia para cada direção ( $r_0$ ,  $r_{45}$ ,  $r_{90}$ ) e o coeficiente médio de anisotropia  $r_m$ , definido como a média ponderada dos coeficientes determinados para cada direção.

A norma descreve que os aços ao carbono devem ser deformados em uma faixa de alongamento entre 15 e 20% de deformação plástica.

Para simular no aplicativo Abaqus um comportamento anisotrópico do material por meio do critério de escoamento anisotrópico, são requeridos valores anisotrópicos em forma de relações de tensão que representam a relação entre a tensão de escoamento de referência especificada para a plasticidade do metal e o valor de tensão de escoamento medido.

R11, R22, R33, R12, R13 e R23 são as relações anisotrópicas da tensão de escoamento nas direções de um element cúbico.

O procedimento para a determinação do coeficiente de encruamento ( $n$ ) foi executado segundo a norma ASTM E-646. Quando o material metálico é deformado plasticamente ocorre o empilhamento das discordâncias aumentando a resistência do material. Esse fenômeno é conhecido como encruamento.

Corpos de prova foram tracionados uniaxialmente até o rompimento para o levantamento da curva tensão-deformação de engenharia. Com os dados dessa curva foi determinado o limite de escoamento que é valor onde ocorre a transição entre a fase elástica e plástica do material. Além disso, foi determinado o limite de resistência, que é o ponto máximo de tensão antes da estricção. Por fim o alongamento total foi calculado.

Com o objetivo de descrever corretamente os materiais utilizados, diversos ensaios foram realizados. Eles caracterizam o comportamento elásto-plástico dos materiais, com foco especial ao comportamento elástico dos materiais durante o descarregamento.

Na Tabela 3 são descritos todos os materiais ensaiados e algumas de suas propriedades mecânicas. Na Tabela 4 são apresentados os coeficientes de encruamento e na Tabela 5 os coeficientes de anisotropia. Foram ensaiados aços dos três diferentes grupos de aços automotivos. O aço doce – representante dos aços convencionais; os aços HSLA – representantes dos aços convencionais de alta resistência; e os aços DP, TRIP e CP – representantes dos aços AHSS.

Os aços bifásicos apresentaram bom alongamento, os graus DP 350/600 tiveram alongamentos uniforme e total superior aos HSLA e o grau DP450/780 apresentou alongamento uniforme maior que o HSLA 420/490. Esse resultado confirma a interessante combinação de bom alongamento e alta resistência. Como podem ser observados, os graus de DP 350/600 tem LE semelhante aos graus de HSLA, mas com LR bem superior.

TABELA 3: Propriedades mecânica e espessuras dos materiais

Material	Espessura (mm)	Limite de escoamento (MPa)	Limite de resistência máxima (MPa)	Along. Unif. (%)	Along. Total (%)	Módulo de elasticidade (GPa)
Aço doce	1.50	176	280	24.2	39.3	206
HSLA 360/450	1.50	256	449	14.8	20.8	206
HSLA 420/490	1.50	415	542	12.3	17.5	208
DP 350/600-A	1.57	395	620	14.9	20.0	206
DP 350/600-U	2.16	387	605	15.8	23.0	207
DP 450/780	1.96	488	741	12.7	17.0	205
DP 750/980	1.52	828	934	7.0	10.4	208
CP 700/850	2.30	795	850	10.1	16.7	206
TRIP 450/780	2.00	548	860	22.6	24.4	206

TABELA 4: Coeficiente de encruamento e e coeficiente de resistência dos materiais

Material	$n_0$	$n_{45}$	$n_{90}$	$n_{\text{médio}}$	$K_0$	$K_{45}$	$K_{90}$	$K_{\text{médio}}$
Aço doce	0.235	0.234	0.252	0.240	470	525	512	502
HSLA 360/450	0.147	0.133	0.135	0.138	698	656	679	678
HSLA 420/490	0.126	0.115	0.108	0.116	796	752	795	781
DP 350/600-A	0.150	0.145	0.153	0.149	957	965	978	967
DP 350/600-U	0.189	0.190	0.186	0.188	999	1000	1030	1010
DP 450/780	0.160	0.168	0.164	0.164	1145	1206	1228	1193
DP 750/980	0.075	0.078	0.080	0.078	1224	1220	1252	1232
CP 700/850	0.082	0.078	0.071	0.077	1112	1098	1156	1122
TRIP 450/780	0.255	0.252	0.250	0.252	1568	1585	1595	1583

TABELA 5: Coeficiente de encruamento e e coeficiente de resistência dos materiais

Material	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$	$\Delta r$	$r_m$	Parâmetros de anisotropia de HILL'48			
						$R_{11}$	$R_{22}$	$R_{12}$	$R_{33}, R_{23}, R_{13}$
Aço doce *	1,958	1,354	1,624	0.436	1.572	0,967	1,158	1,042	1
HSLA 360/450	0,777	0,876	0,903	-0,036	0,858	1,042	0,977	1,020	1
HSLA 420/490	0,988	1,015	0,568	-0,237	0,897	0,854	0,852	0,848	1
DP 350/600-A	0,835	0,676	1,088	0,285	0,819	1,070	1,019	1,151	1
DP 350/600-U	0,638	1,097	0,802	-0,377	0,909	1,069	0,955	0,926	1
DP 450/780	0,682	1,113	0,814	-0,365	0,931	1,052	0,957	0,922	1
DP 750/980 **	0,875	1,038	0,932	-0,134	0,971	1,016	0,983	0,971	1
CP 700/850 **	0,768	0,824	0,624	-0,128	0,760	0,940	0,890	0,947	1
TRIP 450/780	0,847	0,902	1,092	0,068	0,936	1,067	1,020	1,055	1

Na Figura 2 são ilustradas as curvas de engenharia e na Figura 3 as curvas de deformação verdadeiras, para os aços de interesse neste estudo.

FIGURA 2: Curva tensão-deformação de engenharia para diferentes materiais

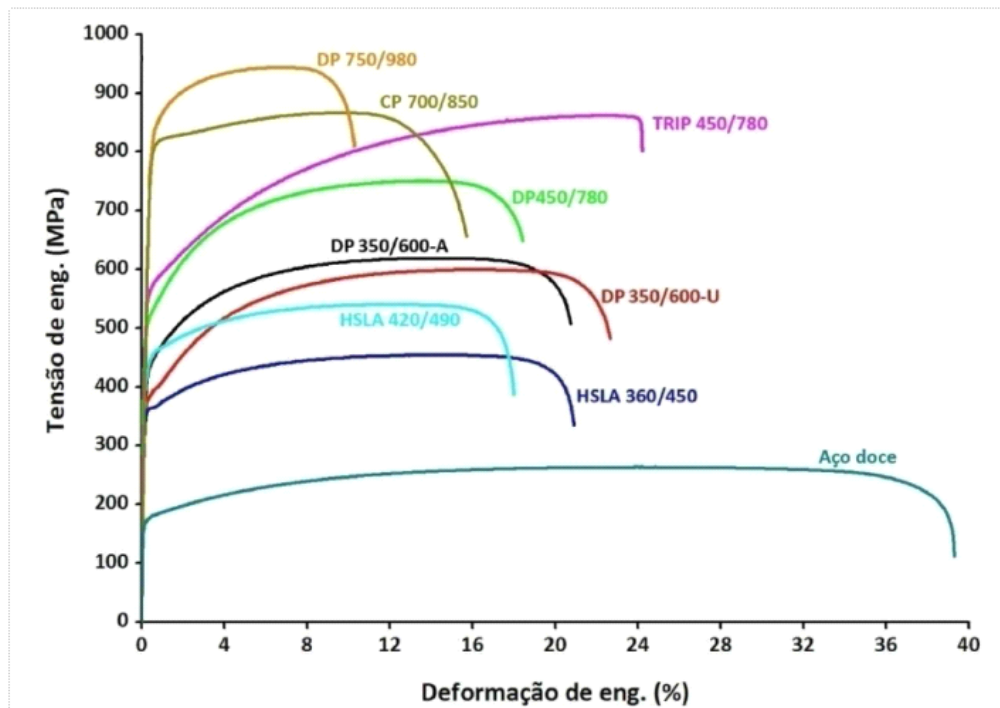
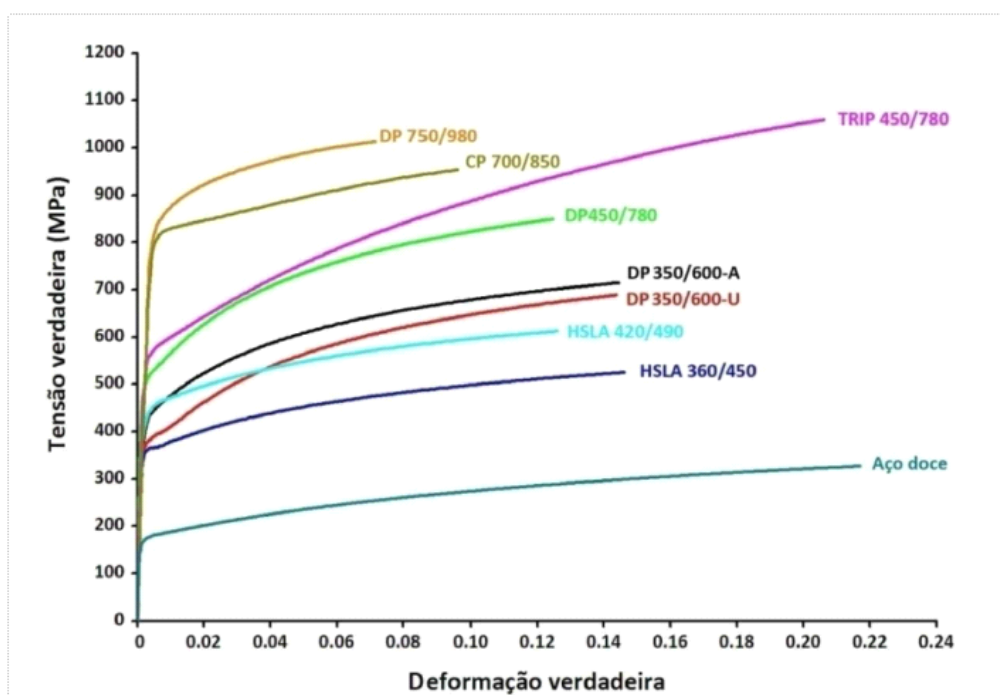


FIGURA 3: Curva tensão-deformação verdadeira para diferentes materiais





Na Tabela 6 é apresentada a composição química dos materiais ensaiados. Como pode ser observado esses aços automotivos tem baixo percentual de carbono, variando de 0.06% do aço doce até 0.25% do TRIP.

TABELA 6: Composição química dos materiais em percentual

Material	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Nb	Ni	Mo	Fe
Aço doce	0.06	0.10	0.35	-	-	-	-	-	-	-	-
DP 350/600_A	0.14	0.40	2.10	-	-	-	-	-	-	-	-
DP 350/600_U *	0.086	0.053	1.739	0.027	0.027	0.031	0.048	0.028	0.029	0.226	97.61
HSLA 360/450	0.08	0.03	0.60	-	-	-	-	-	-	-	-
HSLA 420/490	0.08	0.03	0.60	-	-	-	-	-	-	-	-
CP 700/850	0.12	0.80	2.20	0.04	0.015	1.20	-	-	-	-	-
DP 450/780 *	0.142	0.046	1.766	0.026	0.026	0.044	0.046	0.036	0.032	0.237	97.49
TRIP 450/780	0.25	-	2.0	-	-	-	-	-	-	-	-
DP 750/980 *	0.154	0.047	2.224	0.031	0.027	0.029	0.051	0.023	0.002	0.148	96.71

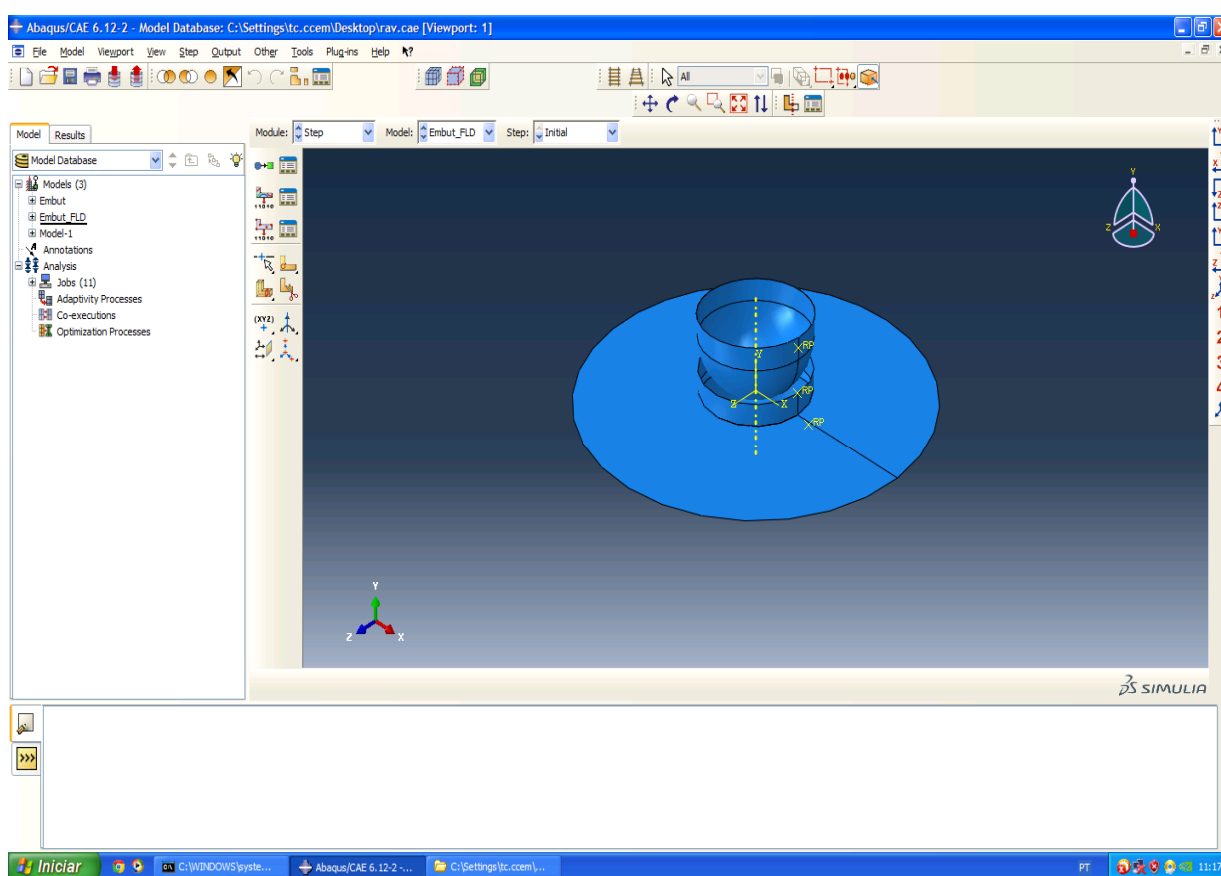
\* Resultados obtidos após espectrometria óptica;  
Demais resultados foram retirados do catálogo do fornecedor.

## APÊNDICE 2 – ESCLARECIMENTOS SOBRE A INCERSÃO DOS PARÂMETROS DE SIMULAÇÃO NO SOFTWARE ABAQUS

Nesta seção é apresentada a forma de inserção dos, e seus respectivos valores, dos parâmetros da simulação no software ABAQUS.

A Figura 1 mostra a tela de início com a formatação da matriz, chapa, prensa chapas e punção.

FIGURA 1: Início da simulação



As variáveis da simulação, que podem ser obtidas como resultados de saída podem ser observadas na Figura 2.

Este modelo permite obter a totalidade destas variáveis ou parte delas de acordo com o interesse da simulação.

A Figura 3 apresenta os símbolos das variáveis utilizados na simulação.

FIGURA 2: Variáveis de saída da simulação

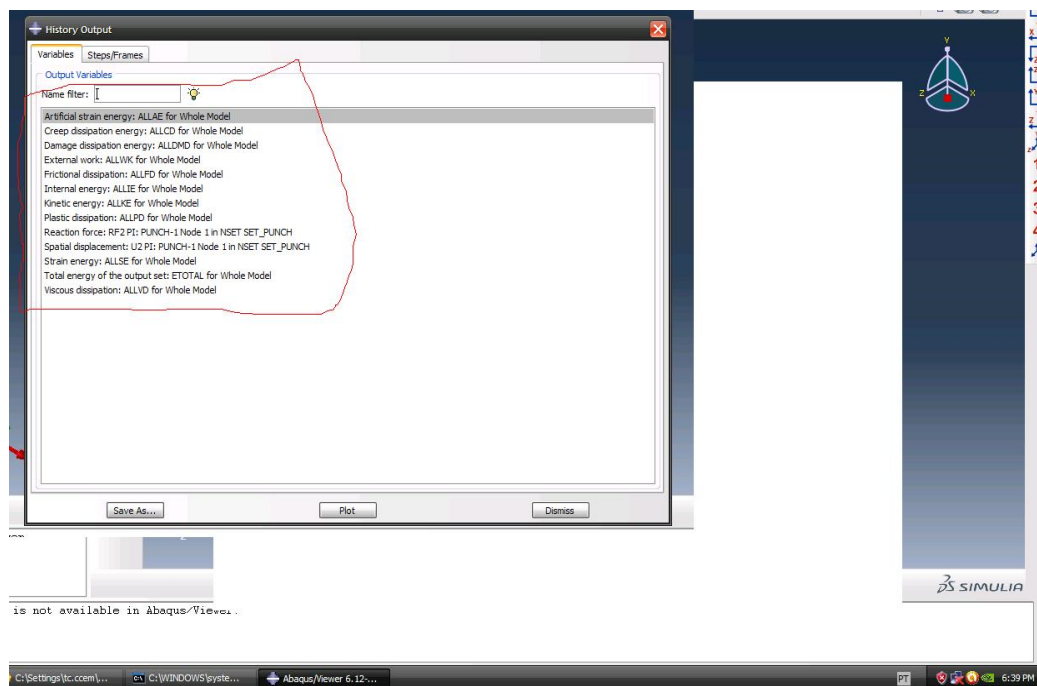
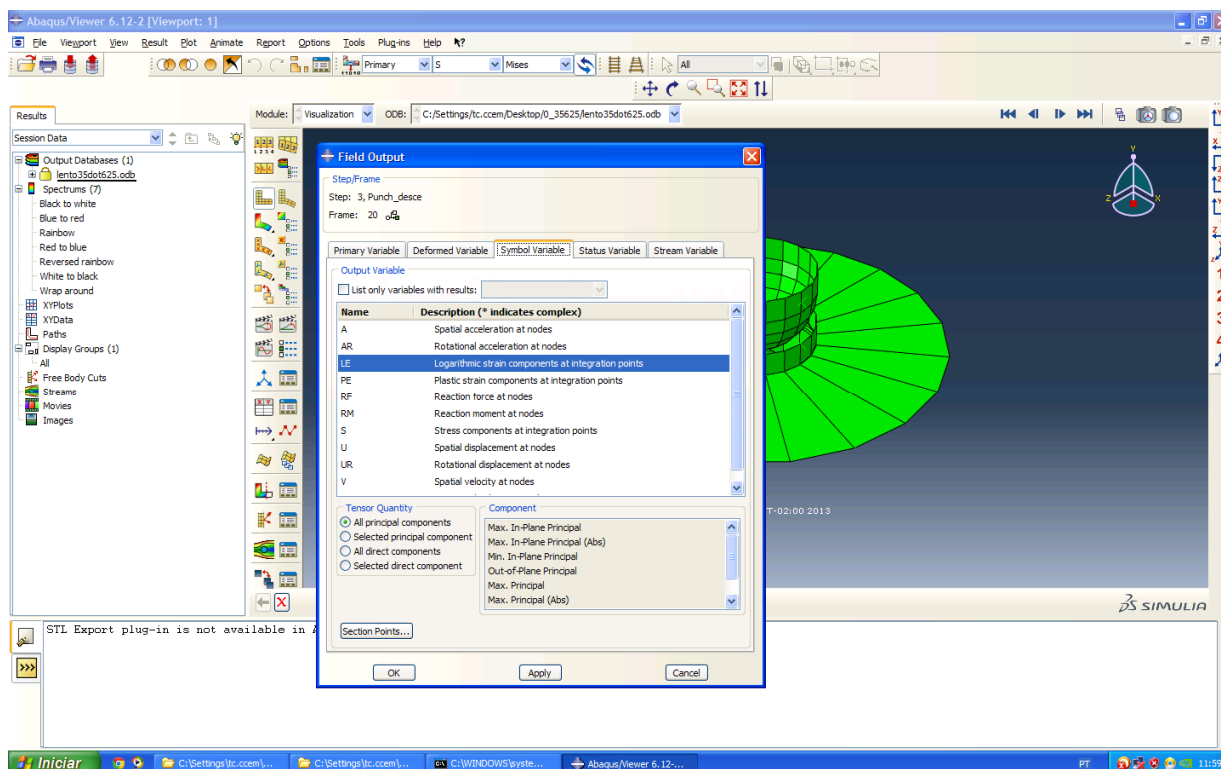
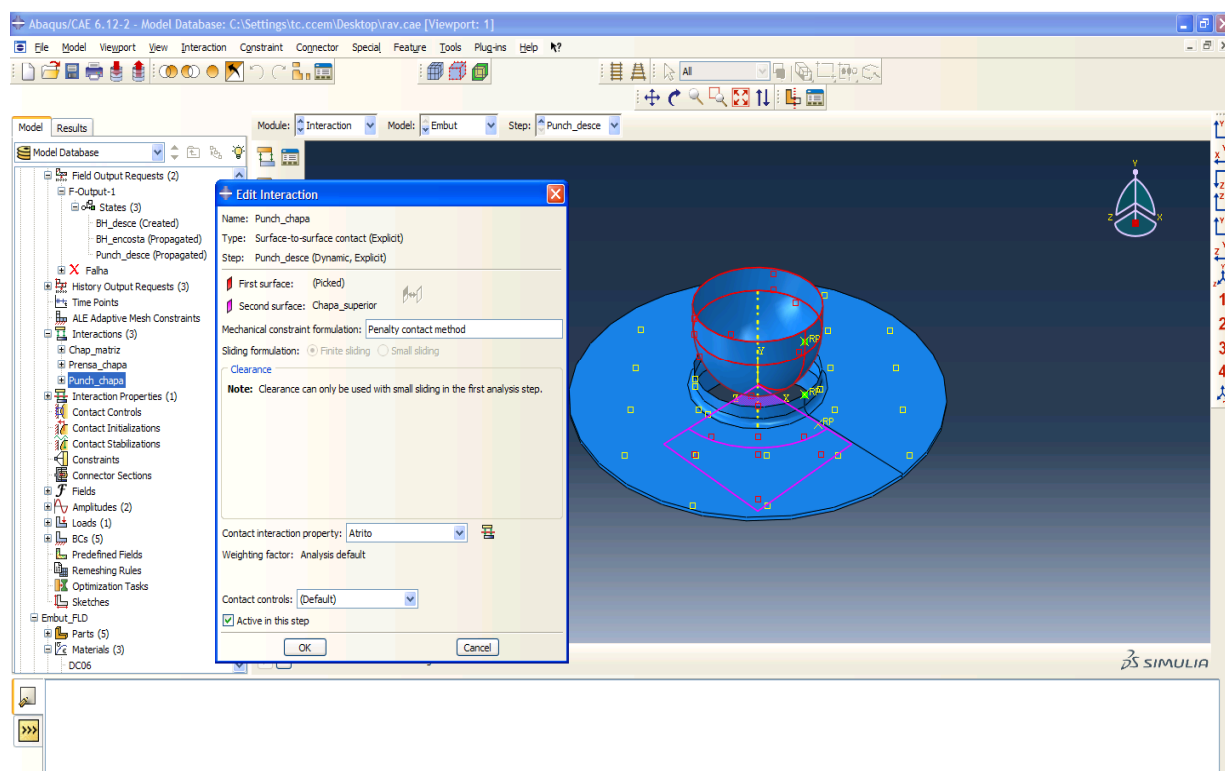


FIGURA 3: Símbolos das variáveis de saída da simulação



A Figura 4 mostra as características do modelo, que apresenta o contato explícito e dinâmico, com atuação do punção de cima para baixo e parte da chapa sofrendo o início da deformação.

FIGURA 4: Modelo dinâmico e explícito da simulação



Este modelo é proposto de modo desacoplado, obtido através do pós-processamento dos resultados.

Como base nas implementações apresentadas anteriormente foi utilizado um código computacional desenvolvido no software ABAQUS.

A Figura 5 apresenta a densidade utilizada na simulação para o aço DP 600. A distribuição é uniforme para a evolução do dano.

A elasticidade, apresentada através do módulo de Young e coeficiente de Poisson, utilizada nesta simulação é mostrada na Figura 6.

FIGURA 5: Densidade do aço DP 600 na simulação

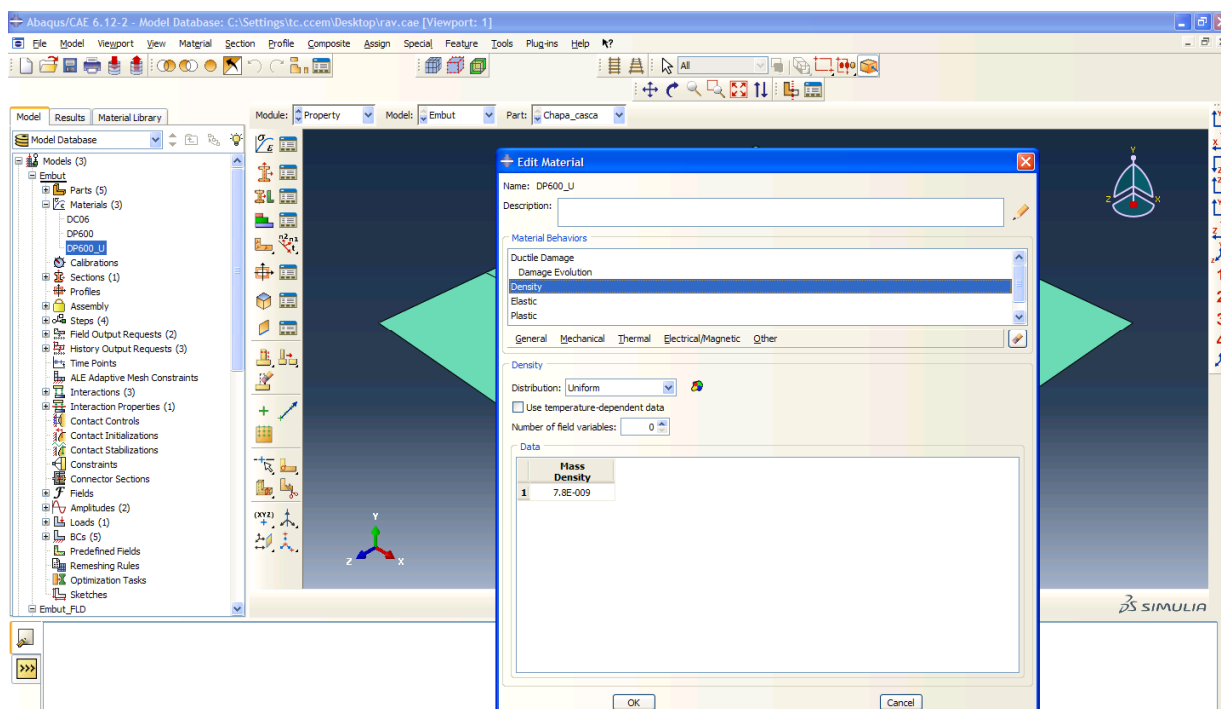
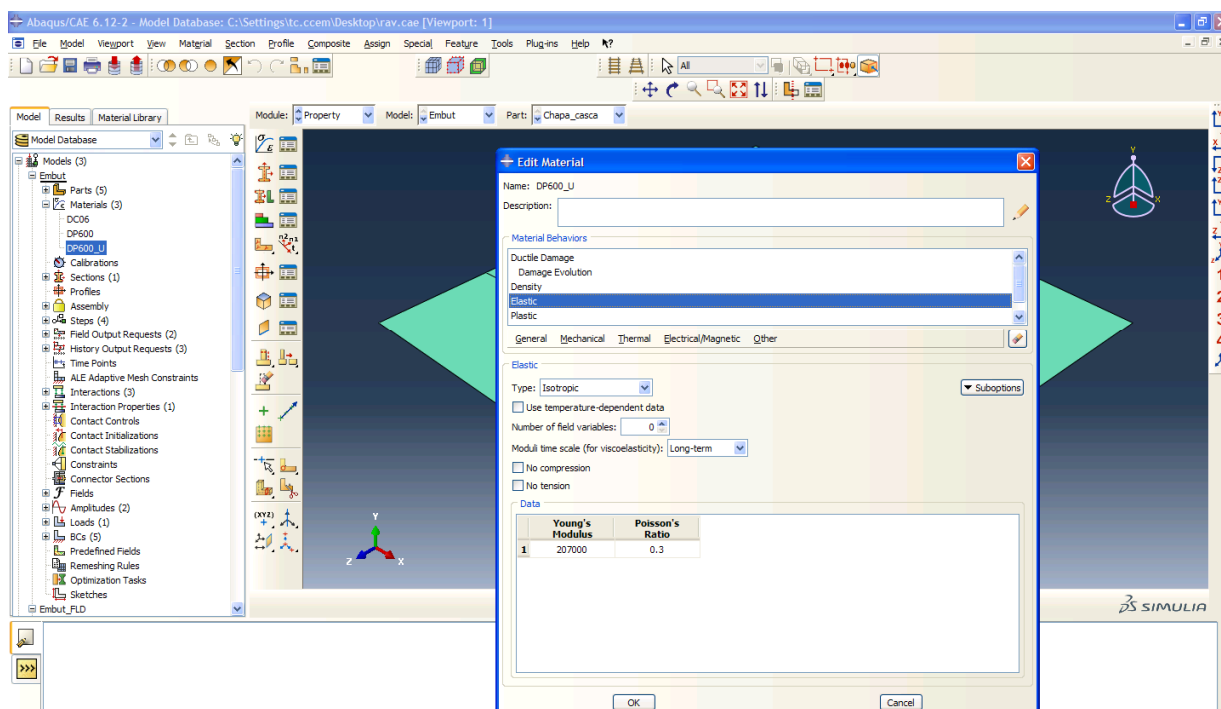
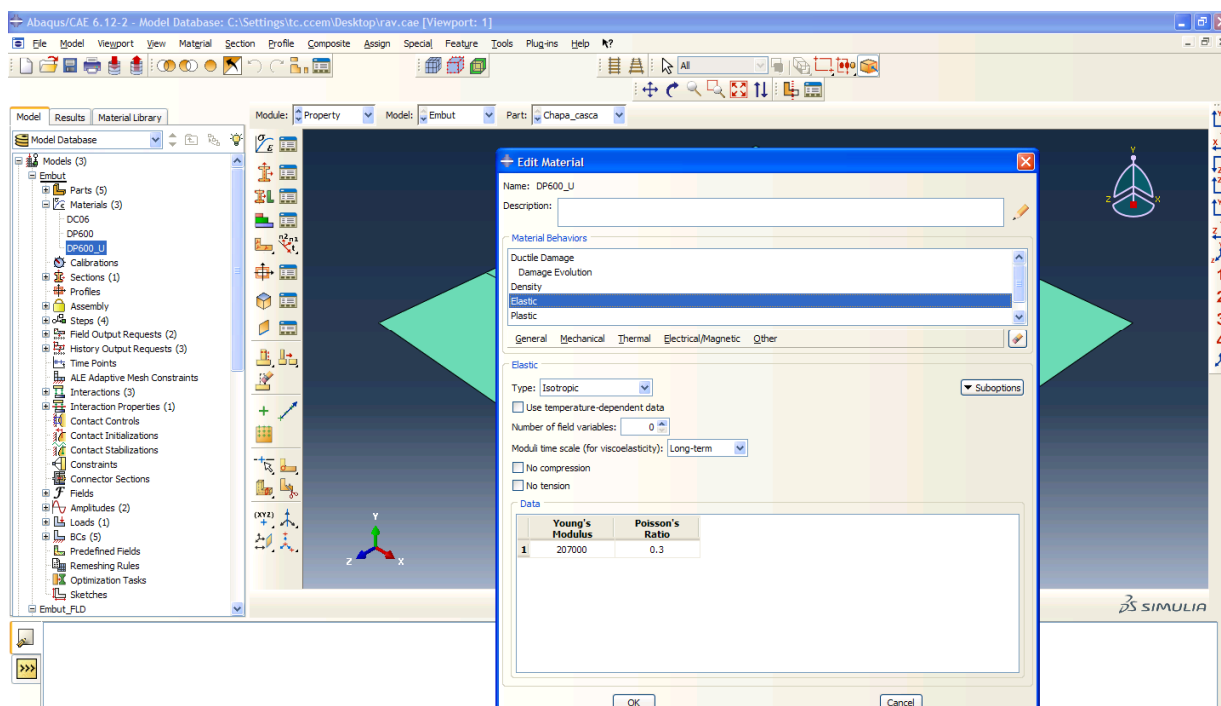


FIGURA 6: Elasticidade do aço DP 600 na simulação



As variáveis que foram deformadas na simulação e apresentaram influência no resultado nas direções de interesse podem ser observadas na Figura 7.

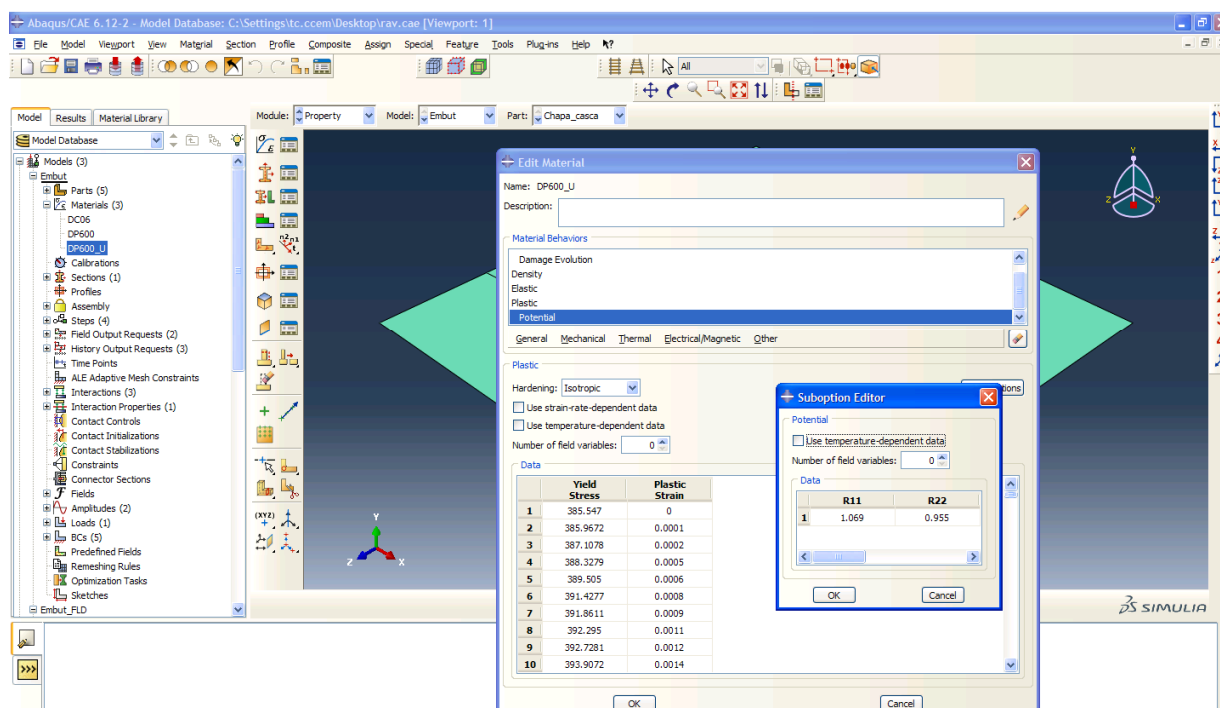
FIGURA 7: Variáveis deformadas na simulação



Como citado nas seções anteriores, para simular no aplicativo Abaqus um comportamento anisotrópico do material por meio do critério de escoamento anisotrópico, são requeridos valores anisotrópicos em forma de relações de tensão que representam a relação entre a tensão de escoamento de referência especificada para a plasticidade do metal e o valor de tensão de escoamento medido.

Os valores de R11 e R22, R33, R12, R13 e R23 são as relações anisotrópicas da tensão de escoamento nas direções de um elemento cúbico. Na Figura 8 é apresentado os valores para estes parâmetros. Por questão de espaço a visibilidade ocorre por parte destes valores. Entretanto todos foram alimentados da mesma forma.

FIGURA 8: Plasticidade pela anisotropia



Na alimentação do programa foi utilizado o modelo alasto-plástico, sem lubrificação, com elemento quadrado de malha 4 mm. A integração utilizada foi a padrão do programa ABAQUS com matriz rígida.

Após esta etapa de simulação e comprovação do modelo, mantiveram-se as mesmas condições iniciais para obter-se resultados da simulação com a variação da taxa de deformação. Isso foi possível com a variação da velocidade de estampagem.

Tendo a amplitude da conformação conhecida e tomada como um valor fixo, foi possível variar a velocidade pela variação do tempo de processo.

O valor da amplitude de deslocamento do punção nesta simulação foi fixado em 40 mm. Inicialmente a velocidade de estampagem foi utilizada como 4 mm/s para uma chapa de DP 600 com as dimensões de 200x200 mm com 1,5 mm de espessura.

As Figuras 9 e 10 mostram a deformação da curva CLC e o tempo nas iterações, respectivamente.

FIGURA 9: Deformação da curva CLC na simulação

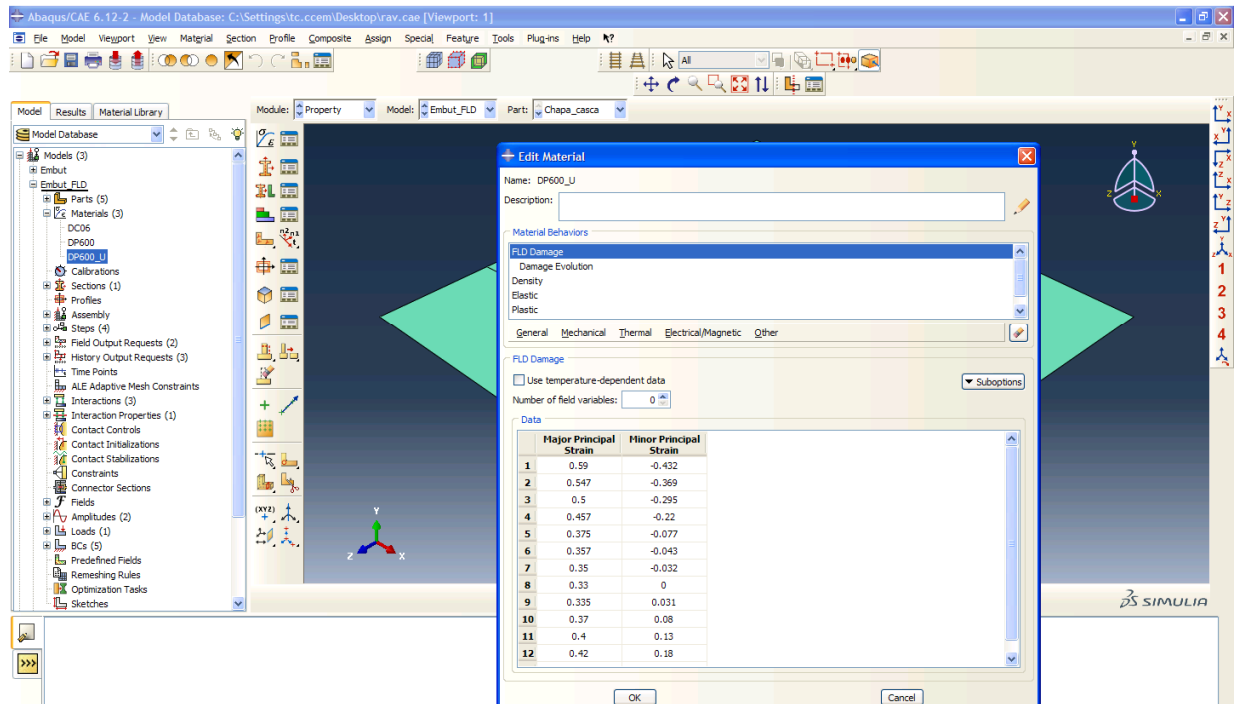
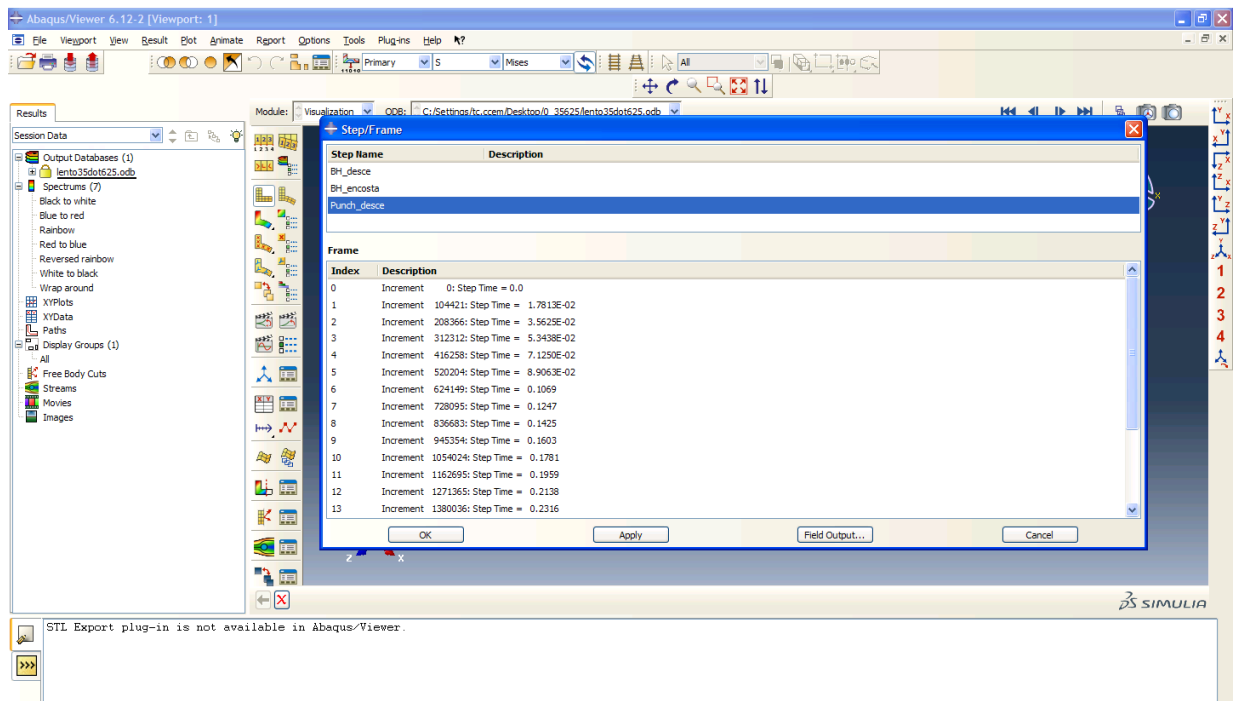


FIGURA 10: Tempo nas iterações da simulação





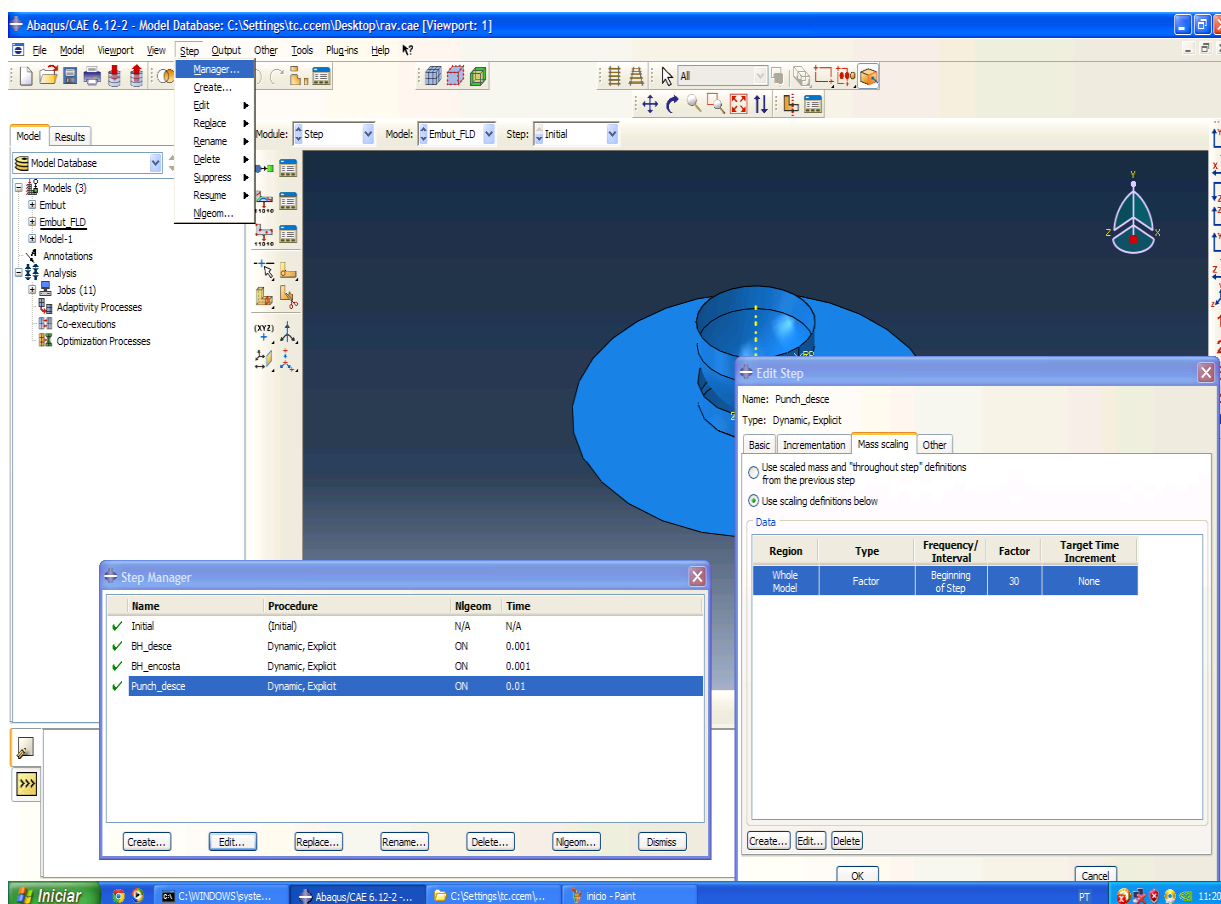
As deformações analisadas neste estudo são as, calculadas através da diferença de tamanho dos elementos, nas direções: de laminação da chapa, à 90° com relação à laminação da chapa, à 45° com relação à laminação da chapa e na espessura da chapa.

O valor da amplitude de deslocamento do punção nesta simulação foi fixado em 40 mm. A malha, que representa o tamanho dos elementos analisados na simulação, utilizada foi quadrangular de 4 mm para uma chapa de aço DP 600 com as dimensões de 200x200 mm com 1,5 mm de espessura.

Como a amplitude tem um valor fixo, com a variação do tempo no software utilizado, pode-se obter a velocidade de estampagem.

O ajuste da velocidade de estampagem através do tempo pode ser visto na Figura 11.

FIGURA 11: Ajuste da velocidade em função do tempo

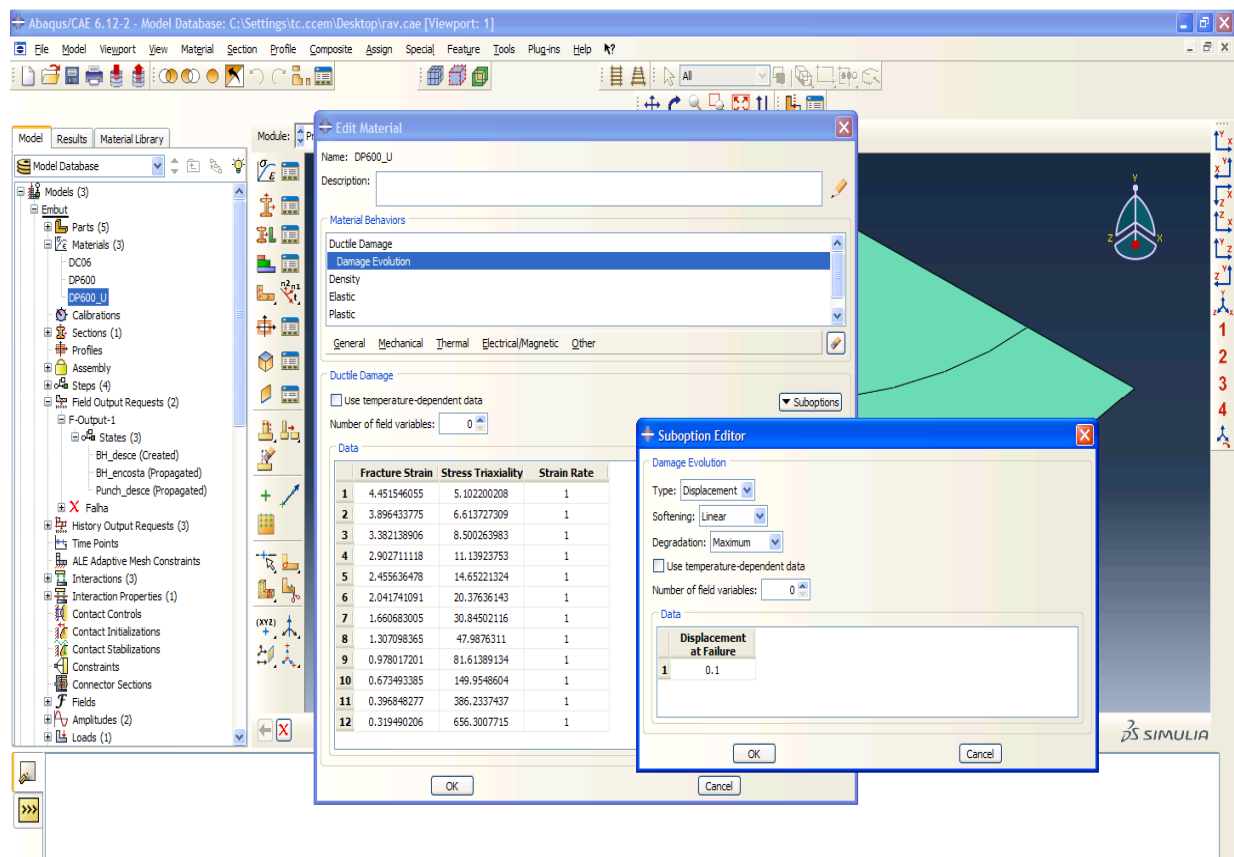


Para inserção dos parâmetros de dano e falha é necessários salientar que o dano é a evolução da deformação do elemento para incremento da simulação que poderá originar a falha.

A simulação da falha pode ser desacoplada ao dano. Neste caso o critério de Von Mises pode ser ajustado para a simulação.

A evolução do dano para originar a falha nesta simulação foi ajustada segundo a Figura 12.

FIGURA 12: Ajuste da evolução do dano e falha



A Figura 13 apresenta parte do diagnóstico da simulação para verificação da evolução do dano e falha através das iterações do programa, com variação de um determinado tempo de deformação na simulação, para comprovação dos passos de deformação.

FIGURA 13: Diagnósticos da simulação em um determinado tempo de conformação

